

Металлургическая теплотехника и теплоэнергетика Metallurgical heat and power engineering

Научная статья
УДК 669.046:536.24
DOI: 10.14529/met250204

ИДЕНТИФИКАЦИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ НАГРЕВА СЛЯБОВ В РЕГУЛЯРНОМ РЕЖИМЕ

В.И. Панферов[✉], tgsiv@mail.ru

С.В. Панферов, panferovsv@susu.ru

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

Аннотация. Введение. В условиях повышения требований к качеству и экономичности процесса нагрева металла в методических печах задача создания и совершенствования алгоритмического обеспечения их систем управления, в частности, контура обратной связи по температурному состоянию нагреваемых заготовок, является вполне актуальной. **Цель исследования:** рассмотреть особенности решения задачи параметрической идентификации модели нагрева в условиях регулярного теплового режима, имеющего место в томительных зонах методических печей. **Материалы и методы.** Проанализировано математическое описание процесса нагрева слябов в регулярном режиме. Применено линеаризующее преобразование уравнения, описывающего изменение во времени доступной для инструментального контроля температуры поверхности нагреваемой заготовки. Это позволило, в том числе и с помощью метода наименьших квадратов, найти явные аналитические решения рассматриваемой задачи идентификации. **Результаты.** Получены алгоритмы идентификации моделей внешнего теплообмена металла при условии наступления регулярного теплового режима, при этом рассмотрены случаи как симметричного, так и одностороннего, а также и несимметричного нагрева. Показано, что точность оценки искомых параметров зависит от погрешности установления регулярного теплового режима. Исследовано влияние систематической и случайной погрешностей измерения температуры поверхности на точность определения параметров теплообмена. Установлено, что случайные ошибки измерения практически не оказывают какого-либо заметного влияния на точность оценки параметров теплообмена, если для этого используются алгоритмы, полученные на основе точечного или интегрального метода наименьших квадратов. Систематическая же погрешность измерения не существенна лишь в том случае, если ее величина не превышает 20 град., ошибка расчета температурного поля металла по настроенной на реальный процесс модели при этом не будет превышать 25 град., что, как правило, приемлемо для практики. В этом случае с такой же погрешностью будет определяться и наибольший перепад температуры по сечению металла. Показано, что если для идентификации параметров теплообмена использовать точные данные о температуре поверхностей, а для последующего контроля наибольшего перепада температуры допускать измерение с погрешностью, то эта погрешность не должна превышать 25 град. В этом случае погрешность оценки всего температурного поля сляба также не будет превышать 25 град., однако погрешность определения наибольшего перепада составит уже только 20 град. **Заключение.** Результаты работы могут быть использованы при разработке и совершенствовании алгоритмического обеспечения автоматизированных систем управления технологическими процессами (АСУ ТП) методических печей.

Ключевые слова: нагрев металла, автоматизированная система управления, регулярный тепловой режим, томительная зона, методическая печь, идентификация модели нагрева, погрешности настройки модели и контроля перепада температуры по сечению металла

Для цитирования: Панферов В.И., Панферов С.В. Идентификация математической модели нагрева слябов в регулярном режиме // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». 2025. Т. 25, № 2. С. 42–50. DOI: 10.14529/met250204

Original article

DOI: 10.14529/met250204

IDENTIFICATION OF A MATHEMATICAL MODEL OF SLABS HEATING IN A REGULAR MODE

V.I. Panferov[✉], tgsiv@mail.ru

S.V. Panferov, panferovsv@susu.ru

South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

Abstract. Introduction. In the conditions of increasing requirements for the quality and efficiency of the metal heating process in continuous furnaces, the task of creating and improving the algorithmic support of their control systems, in particular, the feedback loop for the temperature state of the heated billets, is quite relevant. **Purpose of the study.** To consider the features of solving the problem of parametric identification of the heating model under regular thermal conditions occurring in the soaking zones of continuous furnaces. **Materials and methods.** The mathematical description of the slab heating process in a regular mode is analyzed. A linearizing transformation of the equation describing the change in time of the surface temperature of the heated billet accessible for instrumental control is applied. This made it possible, including using the least squares method, to find explicit analytical solutions to the identification problem under consideration. **Results.** Algorithms for identifying external heat exchange models of metal under the condition of the onset of a regular thermal regime are obtained, while cases of symmetrical, one-sided, and asymmetrical heating are considered. It is shown that the accuracy of estimating the desired parameters depends on the error in establishing a regular thermal regime. The influence of systematic and random errors in measuring the surface temperature on the accuracy of determining the heat exchange parameters has been investigated. It has been established that random measurement errors have virtually no noticeable effect on the accuracy of estimating the heat exchange parameters if algorithms obtained on the basis of the point or integral least squares method are used for this. The systematic measurement error is not significant only if its value does not exceed 20 degrees, the error in calculating the metal temperature field using a model adjusted to the real process will not exceed 25 degrees, which is generally acceptable for practice. In this case, the greatest temperature difference across the metal cross-section will be determined with the same error. It has been shown that if accurate data on surface temperatures are used to identify heat exchange parameters, and measurement with an error is allowed for subsequent control of the greatest temperature difference, this error should not exceed 25 degrees. In this case, the error in estimating the entire temperature field of the slab will also not exceed 25 degrees, but the error in determining the largest difference will be only 20 degrees. **Conclusion.** The results of the work can be used in the development and improvement of algorithmic support for automated process control systems (APCS) of continuous furnaces.

Keywords: metal heating, automated control system, regular thermal mode, soaking zone, continuous furnace, identification of heating model, errors in model adjustment and control of temperature difference across metal cross-section

For citation: Panferov V.I., Panferov S.V. Identification of a mathematical model of slabs heating in a regular mode. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Metallurgy.* 2025;25(2):42–50. (In Russ.) DOI: 10.14529/met250204

Введение

В работах [1–3] приведены алгоритмы, которые могут быть использованы для косвенного контроля температурных полей слябов в период выдержки при постоянной температуре печи. Алгоритмы позволяют, в частности, определять среднемассовую температуру заготовок и наибольший перепад температуры по их сечению, которые являются широко используемыми наряду с температурой поверхности, показателями качества нагрева массивных тел. Очевидно, что включение этих алгоритмов в состав алгоритмического

обеспечения АСУ ТП является значимым расширением вектора обратной связи по температурному состоянию объекта управления.

Вполне понятно, что контроль качества нагрева необходимо производить на выходе из печи, т. е. в ее последней – томильной зоне. При этом, решая задачу контроля, выгодно учесть, что в томильных зонах печей обычно имеет место регулярный режим нагрева [4–6] – в этом случае упомянутые алгоритмы контроля существенно упрощаются, что достаточно привлекательно для АСУ ТП, работающих в режиме реального времени.

Постановка задачи

Из-за сложности теплофизических явлений в печах практическое использование как алгоритмов контроля, так и непосредственно самих математических моделей предполагает их предварительную настройку на реальный процесс. Поэтому рассмотрим один из возможных методов настройки, основанный именно на закономерностях регулярного теплового режима. При этом следует иметь в виду, что решая задачу настройки алгоритмов, мы, по существу, решаем и задачу параметрической идентификации математической модели, с помощью которой они были получены.

Как это хорошо известно [7–12], нагрев слябов в томильных зонах методических печей с монолитным подом в этих зонах или же симметричный нагрев в печах с шагающими балками можно представить с помощью математической модели следующей структуры:

$$c\rho \frac{\partial t(x,\tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial t(x,\tau)}{\partial x} \right), 0 < x < L, \tau > 0; \quad (1)$$

$$t(x, 0) = t^0(x), 0 \leq x \leq L; \quad (2)$$

$$\frac{\partial t(0,\tau)}{\partial x} = 0, \tau > 0; \quad (3)$$

$$\lambda \frac{\partial t(L,\tau)}{\partial x} = \alpha [t_{\text{п}}(\tau) - t(L, \tau)], \tau > 0. \quad (4)$$

Здесь c , ρ и λ – соответственно теплоемкость единицы массы, плотность и коэффициент теплопроводности, зависящие в общем случае от температуры $t(x, \tau)$; x – пространственная координата; τ – время; L – расчетное сечение заготовки; $t^0(x)$ – заданная функция, описывающая температурное поле металла на входе в зону; α – эквивалентный коэффициент теплоотдачи; $t_{\text{п}}(\tau)$ – температура рабочего пространства печи (температура в зоне).

Из решения данной системы уравнений при постоянной температуре печи $t_{\text{п}}(\tau) = \text{const}$ следует, что в регулярном режиме температура поверхности заготовки должна изменяться в соответствии со следующим выражением:

$$t(L, \tau) = t_{\text{п}} + A_1 \cos \mu_1 L \cdot \exp(-\mu_1^2 \alpha \tau), \quad (5)$$

где A_1 – коэффициент, зависящий от температурного поля заготовки в начале периода выдержки; $a = \frac{\lambda}{c\rho}$ – коэффициент температуропроводности; μ_1 – первый корень уравнения $\frac{\lambda \mu}{\alpha} = \text{ctg}(\mu L)$.

Настроечная часть алгоритмов контроля, как это известно [1–3], выражается через параметр μ_1 , поэтому задача настройки (параметрической идентификации) заключается в определении этого коэффициента по экспериментальным данным. Настройка и самой модели (1)–(4) также может быть сведена к определению по экспериментальным данным того же самого параметра μ_1 , так как $a = \frac{\lambda \mu_1}{\text{ctg}(\mu_1 L)}$, а коэффициент теплоотдачи α и является наиболее трудноопределяемым параметром модели, должное определение которого и обеспечивает настройку собственно всей модели на реальный процесс.

Уравнение (5) совместно с результатами измерения на печи значений $t(L, \tau)$ и $t_{\text{п}}$ используем в качестве исходной информации для идентификации параметра μ_1 . При этом под $t(L, \tau)$ понимается температура поверхности металла, измеренная каким-либо способом, устраняющим влияние поверхностного слоя окалины [11]. Таким образом, за счет определения соответствующего значения μ_1 (а следовательно, и коэффициента теплоотдачи α) обеспечивается суммарный учет влияния на нагрев металла как условий теплообмена с печной атмосферой всей заготовки в целом, так и поверхностного слоя окалины. Кроме того, при решении задачи идентификации учтем, что в реальных условиях режим $t_{\text{п}} = \text{const}$ поддерживается в печах системами автоматического регулирования все-таки приближенно, поэтому в последующих выкладках будем использовать реально измеренное значение температуры в зоне, т. е. будем считать, что $t_{\text{п}} = t_{\text{п}}(\tau)$.

Общее решение задачи

Следует отметить, что поскольку по условиям задачи уравнение (5) содержит два неизвестных (неизмеряемых) параметра A_1 и μ_1 , то для идентификации необходимо иметь результаты измерений не менее чем в два различных момента времени. При этом если определять параметр μ_1

по результатам измерений в моменты времени τ_1 и τ_2 после наступления регулярного режима, то получим следующую формулу для нахождения этого параметра:

$$\mu_1 = \sqrt{\frac{1}{a(\tau_2 - \tau_1)} \cdot \ln \left(\frac{t_n(\tau_1) - t(L, \tau_1)}{t_n(\tau_2) - t(L, \tau_2)} \right)}. \quad (6)$$

Понятно, что это наиболее простой и наименее точный метод определения параметра μ_1 .

При наличии измерительной информации о нужных температурах в более чем в двух точках задачу следует решать по методу наименьших квадратов, минимизируя величину

$$J(A_1, \mu_1) = \sum_{i=1}^n \{ \ln[t_n(\tau_i) - t(L, \tau_i)] - \ln(-A_1) - \ln(\cos \mu_1 L) + \mu_1^2 a \tau_i \}^2, \quad (7)$$

полученную путем записи уравнения (1) в логарифмическом масштабе с целью получения решения в явном виде относительно μ_1 и суммирования по точкам квадратов невязок между расчетными и экспериментальными данными. Здесь, приравнявая частные производные $\partial J(A_1, \mu_1) / \partial A_1$, $\partial J(A_1, \mu_1) / \partial \mu_1$ к нулю и решая полученную систему уравнений относительно неизвестных A_1 и μ_1 , получим следующую формулу для вычисления параметра μ_1 :

$$\mu_1 = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \tau_i \ln[t_n(\tau_i) - t(L, \tau_i)] - 1/n \cdot \sum_{i=1}^n \tau_i \sum_{i=1}^n \ln[t_n(\tau_i) - t(L, \tau_i)]}{a/n \cdot (\sum_{i=1}^n \tau_i)^2 - a \sum_{i=1}^n \tau_i^2}}. \quad (8)$$

Аналогично при наличии измерительной информации о температуре поверхности металла на некотором отрезке времени $[\tau_n, \tau_k]$, где $\tau_k > \tau_n$, параметр μ_1 определяем из решения следующей задачи оптимизации:

$$\min_{A_1, \mu_1} \int_{\tau_n}^{\tau_k} \{ \ln[t_n(\tau) - t(L, \tau)] - \ln(-A_1) - \ln(\cos \mu_1 L) + \mu_1^2 a \tau \}^2 d\tau. \quad (9)$$

В этом случае

$$\mu_1 = \sqrt{\frac{\int_{\tau_n}^{\tau_k} \tau \ln[t_n(\tau) - t(L, \tau)] d\tau - 1/2 \cdot (\tau_n + \tau_k) \cdot \int_{\tau_n}^{\tau_k} \ln[t_n(\tau) - t(L, \tau)] d\tau}{a/4 \cdot (\tau_n + \tau_k) \cdot (\tau_k^2 - \tau_n^2) - a/3 \cdot (\tau_k^3 - \tau_n^3)}}. \quad (10)$$

Апробация алгоритмов идентификации

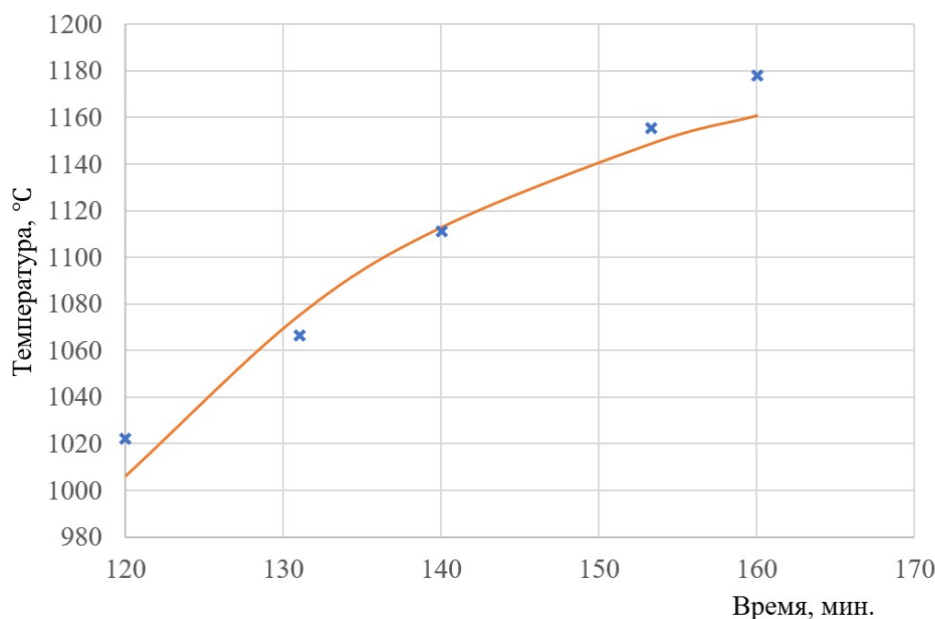
Апробация алгоритмов (6), (8), (10) проводилась с использованием как реальных экспериментальных данных, так и данных, полученных с помощью вычислительного эксперимента на ЭВМ [12–15].

В результате вычислительного эксперимента было установлено, что из-за погрешности установления регулярного теплового режима при конечных значениях времени выдержки алгоритмы (6), (8), (10) дают некоторую ошибку в определении параметра μ_1 . Причем эта ошибка уменьшается при использовании для идентификации более удаленных моментов времени. Так, например, когда $a = \frac{\lambda}{c_p} = 0,02 \text{ м}^2/\text{ч}$; $L = 0,1 \text{ м}$; $\lambda = 29 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{°С})$; $\alpha = 435 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{°С})$; $t_n = 1200 \text{ °С}$, а температурное поле в начале периода выдержки описывается выражением $1100 - 100 \left(1 - \frac{x^2}{L^2}\right)$, °С, точное значение параметра μ_1 равно $9,88 \text{ м}^{-1}$. Используя формулу (6) для данных о температуре поверхности при $\tau_1 = 9 \text{ мин}$ и $\tau_2 = 12 \text{ мин}$, получим, что $\mu_1 = 9,50 \text{ м}^{-1}$, если же будем использовать данные при $\tau_1 = 11 \text{ мин}$, $\tau_2 = 14 \text{ мин}$, то получим, что $\mu_1 = 9,83 \text{ м}^{-1}$. Как видно, погрешность определения μ_1 заметно уменьшилась.

Примечание. Данные о численных значениях температуры поверхности в период выдержки и точное значение μ_1 брали из точного выражения температурного поля заготовки для этого периода, приведенного, например, в работе [16].

Кроме того, как и следовало ожидать, алгоритм (6) является более чувствительным к случайным погрешностям данных о температуре поверхности, чем алгоритмы (8) и (10), вследствие использования результатов измерения только в двух точках. Алгоритмы же (8), (10) являются практически равноценными.

На рисунке приведена кривая температуры поверхности заготовки, вычисленная по настроенному по алгоритму (8) уравнению (5). Крестиками указаны используемые при этом экспериментальные точки. Другие данные для этого случая таковы: $L = 0,0625 \text{ м}$, $a = \frac{\lambda}{c_p} = 0,02 \text{ м}^2/\text{ч}$; $\lambda = 29 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{°С})$.



Расчетная (сплошная кривая) и экспериментальная (крестики) температуры поверхности металла в томильной зоне печи
Calculated (solid curve) and experimental (crosses) metal surface temperatures in the soaking zone of the furnace

Как видно из рисунка, близость расчетных и экспериментальных данных достаточно удовлетворительная. Здесь также было установлено, что $\mu_1 = 10,94 \text{ м}^{-1}$, поэтому реальное значение эквивалентного коэффициента теплоотдачи для томильной зоны будет таким $\alpha = 258,81 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{°C})$, что вполне соответствует практическим данным. Также к месту заметим, что попутно можно определить и коэффициент A_1 , и начальное температурное поле для этапа выдержки. Так, в данном случае оно будет описываться следующим (конечно, приближенным) соотношением: $1200 - 250,05 \cdot \cos(10,94 \cdot x)$, °C. Все это подтверждает решаемость задачи о наблюдаемости температурного поля металла при нагреве в печах [17].

Оценка влияния погрешностей измерения

При моделировании исследовали также влияние погрешности результатов измерения температуры поверхности на точность оценки коэффициента теплоотдачи α , параметра μ_1 и наибольшего перепада по сечению сляба. Для этого на значение температуры поверхности, полученное из точного выражения температурного поля [16], накладывалась постоянная систематическая погрешность положительного или отрицательного знака. С практической точки зрения наибольший интерес представляет определение влияния положительной систематической погрешности, поскольку при нагреве поверхность заготовки, как правило, покрыта слоем окалины, имеющим более высокую температуру, чем неокисленный металл. Исследование проводили для алгоритма (8), рассматривая период выдержки для вышеприведенных условий вычислительного эксперимента на отрезке времени [9; 16] мин. Результаты этих исследований приведены в таблице. Здесь $k = \frac{1 - \cos \mu_1 L}{\cos \mu_1 L}$ – коэффициент преобразования измеряемой при контроле разности температур рабочего пространства томильной зоны и поверхности металла в ней в перепад температуры по сечению заготовки $\Delta t = t(L, \tau) - t(0, \tau) : \Delta t = k \cdot [t_n(\tau) - t(L, \tau)]$.

Как видно из таблицы, погрешность оценки коэффициента теплоотдачи α может быть достаточно существенной. Объясняется это высокой чувствительностью данного параметра к погрешности определения коэффициента μ_1 , в данном случае при $\mu_1 = 9,88 \text{ м}^{-1}$ получается, что $\frac{\partial \alpha}{\partial \mu_1} = \frac{\lambda \cdot \text{ctg}(\mu_1 L) + \lambda \cdot \mu_1 L / \sin^2(\mu_1 L)}{\text{ctg}^2(\mu_1 L)} = 138,58 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{°C})$, поэтому будет $\Delta \alpha = 138,58 \cdot \Delta \mu_1$, что несложно проследить по числовым данным таблицы. Здесь $\Delta \alpha$ и $\Delta \mu_1$ – погрешности определения параметров. Однако в данном случае важно прежде всего влияние этого параметра на точность расчета

по модели температурного поля слябов. А здесь, как это следует из приведенных данных, можно допускать и заметную погрешность определения α , что в значительной мере обуславливается особенностями режима томления. К месту также заметим, что в данном случае при $\mu_1 = 9,88 \text{ м}^{-1}$ получается, что $\frac{\partial k}{\partial \mu_1} = \frac{L \sin(\mu_1 L)}{\cos^2(\mu_1 L)} = 0,2754 \text{ м}$, а это указывает на вполне приемлемую для практики чувствительность коэффициента k к погрешности $\Delta \mu_1$.

**Влияние систематической погрешности на точность оценки
идентифицируемых параметров и перепада температуры**
The influence of systematic error on the accuracy of the assessment
of the identified parameters and temperature difference

№ п/п	Погрешность измерения температуры поверхности, °С	$\mu_1, \text{м}^{-1}$	Оценка k , отн. ед.	Погрешность оценки перепада температуры по сечению заготовки, °С	Оценка коэффициента теплоотдачи, Вт/(м ² · °С)
1	0	9,81	0,80	2	425
2	5	10,16	0,90	3	475
3	10	10,56	1,03	7	541
4	15	10,99	1,21	13	624
5	20	11,53	1,47	22	753
6	25	12,11	1,85	37	933

Из приведенных данных также видно, что если считать точность определения температурного поля заготовки (в том числе и перепада) в 25 °С приемлемой [18], то погрешность определения температуры поверхности металла для идентификации параметра μ_1 и контроля перепада температуры по сечению должна быть порядка 21 °С. С увеличением погрешности измерения температуры поверхности ошибка в определении перепада температуры начинает существенно возрастать. Погрешности в оценке Δt при отрицательной систематической погрешности измерения температуры поверхности неокисленного металла получаются меньше: так, при погрешности в –25 °С максимальный модуль ошибки в определении перепада температуры составляет всего 13 °С.

В процессе моделирования было установлено, что погрешность оценки перепада температуры по сечению монотонно убывает при увеличении времени выдержки. Так, для случая строки 6 таблицы модуль погрешности оценки перепада при $\tau = 9$ мин составляет 37 °С, а при $\tau = 16$ мин уже только 21 °С. Объясняется это тем, что взаимосвязь между погрешностью оценки перепада температуры $\delta \Delta t$, погрешностью оценки коэффициента преобразования δk и погрешностью измерения температуры поверхности $\delta t(L, \tau)$ может быть приближенно представлена следующей формулой:

$$\delta \Delta t = \delta k \cdot [t_n(\tau) - t(L, \tau)] - k \delta t(L, \tau) - \delta k \cdot \delta t(L, \tau). \quad (11)$$

Как это нетрудно видеть из (11): поскольку с увеличением времени выдержки величина $[t_n(\tau) - t(L, \tau)]$ уменьшается, то и погрешность оценки перепада будет снижаться. Заметим, что при выводе формулы (11) считалось, что погрешности в измерении и стабилизации температуры рабочего пространства зоны нет.

Если же для идентификации параметра μ_1 использовать точные данные о температуре поверхности, а при последующем контроле перепада допускать возможность ее измерения с погрешностью, то, как это следует из (11), при определении допустимой погрешности измерения температуры поверхности следует исходить из зависимости

$$|\delta \Delta t| = k |\delta t(L, \tau)|. \quad (12)$$

Так, для вышеприведенных условий при допустимой погрешности оценки перепада в 25 °С погрешность измерения температуры поверхности не должна превышать 31 °С. Если же, следуя [18], считать, что погрешность оценки всего температурного поля сляба, в том числе и погрешность измерения его температуры поверхности, не должна превышать 25 °С, то при такой погрешности измерения температуры поверхности ошибка в оценке перепада будет равна 20 °С.

Идентификация при несимметричном теплообмене

Рассмотрим теперь особенности настройки модели для случая, когда несимметрия заключается лишь в неравенстве коэффициентов теплоотдачи на металл с разных сторон обогрева, а температуры рабочего пространства в верхних и нижних зонах одинаковы. При этом отметим, что, хотя в нижних зонах печей для компенсации несимметрии нагрева обычно и поддерживается более высокая температура, чем в верхних зонах, тем не менее нет никаких не только принципиальных, но и просто практических трудностей для реализации такого режима. Объясняется это тем, что величина превышения температуры, как правило, невелика, где-то порядка 40 – 100 град., и устранение ее не приводит к каким-либо серьезным потерям в качестве нагрева. Во всяком случае, на осуществление такого режима выдержки всегда можно согласиться ради предлагаемого достаточно привлекательного решения задачи идентификации модели.

Суть способа настройки модели в данном случае заключается в следующем. В процессе текущей выдержки посредством инструментального контроля определяются реальные зависимости $t(0, \tau)$ и $t(L, \tau)$ в отдельные моменты или на определенном отрезке времени. При этом в соответствии с теорией регулярного теплового режима считается, что эти зависимости описываются следующими уравнениями:

$$t(0, \tau) = t_{\text{п}} + A_1^0 \cdot \exp(-\beta_1 \tau); \quad (13)$$

$$t(L, \tau) = t_{\text{п}} + A_1^L \cdot \exp(-\beta_1 \tau). \quad (14)$$

Далее, используя точечный или интегральный метод наименьших квадратов, следует определить численные значения коэф-

фициентов A_1^0 , A_1^L , β_1 . После этого, зная структуру зависимостей этих коэффициентов от неизвестных параметров системы «печь – нагреваемый металл» (для этого можно использовать решение рассматриваемой задачи несимметричного нагрева, приведенное, например, в [19]), составляют три уравнения, решая которые, находят реальные численные значения параметров настройки. Отметим, что в данном случае из трех неизвестных параметров системы «печь – нагреваемый металл» настроечными являются лишь два, именно они характеризуют внешний теплообмен металла и через них можно определить реальные численные значения коэффициентов теплоотдачи, третий же неизвестный коэффициент не представляет для нас прямого интереса. Поэтому приведем формулы для вычисления лишь настроечных коэффициентов – коэффициентов теплоотдачи для верхней α_L и нижней α_0 поверхностей сляба:

$$\alpha_L = \frac{2\lambda}{L} \cdot \frac{\sigma \cdot (\text{tg}\sigma - \gamma)}{1 + \gamma \text{tg}\sigma}, \quad (14)$$

$$\alpha_0 = \frac{2\lambda}{L} \cdot \frac{\sigma \cdot (\text{tg}\sigma + \gamma)}{1 - \gamma \text{tg}\sigma}, \quad (15)$$

где $\sigma = \frac{L}{2} \sqrt{\beta_1/a}$; $\gamma = \frac{A_1^L - A_1^0}{A_1^L + A_1^0} \text{ctg}\sigma$, а расчетная толщина L равна всей фактической толщине сляба.

Выводы

Рассмотрено решение задачи параметрической идентификации модели нагрева металла в томительных зонах методических печей в условиях регулярного теплового режима. Результаты работы могут быть использованы при создании и совершенствовании алгоритмического обеспечения АСУ ТП нагревательных печей.

Список литературы

1. Панферов В.И. О некоторых свойствах и об алгоритме косвенного контроля температурных полей массивных тел в период выдержки при постоянной температуре печи // Известия высших учебных заведений. Черная Metallургия. 1985. № 6. С. 114–116.
2. Панферов В.И. К контролю температурных полей массивных тел в период выдержки при постоянной температуре печи // Известия высших учебных заведений. Черная Metallургия. 1986. № 7. С. 157.
3. Панферов В.И. О расчетно-инструментальном контроле качества нагрева и термообработки металла в печах // Вестник ЮУрГУ. Серия «Metallургия». 2020. Т. 20, № 4. С. 56–66. DOI: 10.14529/met200407
4. Дульнев Г.Н. Теория тепло- и массообмена. СПб.: НИУ ИТМО, 2012. 195 с.
5. Свинолов Н.П., Бровкин В.Л. Теоретические основы металлургической теплотехники: учеб. пособие для вузов. Днепропетровск: Пороги, 2002. 226 с.

6. Немчинский А.Л. Тепловые расчеты термической обработки. Л.: Судпромгиз, 1953. 104 с.
7. Исследование температурного режима нагревательных печей прокатных станков при изменении сортамента нагреваемого металла / С.И. Гинкул, А.Н. Лебедев, Ю.В. Подобед, Ю.М. Сапронова // Научные труды Донецкого национального технического университета. Серия «Металлургия». 2010. Вып. 12 (177). С. 201–206.
8. Ткаченко В.Н. Математическое моделирование, идентификация и управление технологическими процессами тепловой обработки материалов. Киев: Наукова думка, 2008. 243 с.
9. Автоматизация металлургических агрегатов. / Ю.В. Липухин, Ю.И., Булатов, К. Адельман, М. Кнорр. М.: Металлургия, 1992. 304 с.
10. Панферов В.И., Торопов Е.В. К теории моделирования нагрева металла в печах // Известия высших учебных заведений. Черная Металлургия. 1992. № 3. С. 79–82.
11. Панферов В.И., Панферов С.В. К решению задачи контроля температуры металла в АСУ ТП методических печей // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». 2021. Т. 21, № 4. С. 63–75. DOI: 10.14529/met210408
12. Тимошпольский В.И., Трусова И.А. Тепловая работа нагревательных печей прокатного производства в промышленных условиях. Сообщение 1. Методические печи толкательного типа // Литье и металлургия. 2010. № 1 (54), 2 (55). С. 214–219.
13. Тимошпольский В.И., Трусова И.А. Тепловая работа нагревательных печей прокатного производства в промышленных условиях. Сообщение 2. Экспериментальные исследования при нагреве заготовок в печах с механизированным подом // Литье и металлургия. 2011. № 1 (59). С. 62–71.
14. Панферов В.И. Настройка алгоритмов контроля качества нагрева металла в печах // Известия высших учебных заведений. Черная Металлургия. 1989. № 2. С. 139–142.
15. Голи-Оглу Е.А., Мезинов С.М., Филатов А.Н. Нагрев крупногабаритных слябов толщиной до 400 мм в нагревательной печи последнего поколения НЛМК ДанСтил // Сталь. 2023. № 1. С. 38–44.
16. Тайц Н.Ю. Технология нагрева стали. М.: Металлургиздат, 1950. 453 с.
17. Панферов В.И., Панферов С.В. Об оценке наблюдаемости температурного поля слябов при нагреве в методических печах // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». 2023. Т. 23, № 1. С. 55–62. DOI: 10.14529/met230107
18. Прядкин Л.Л. Автоматизация проходных нагревательных печей прокатного производства // Сталь. 1986. № 2. С. 103–106.
19. Аптерман В.Н., Двейрин Е.Г., Тымчак В.М. Колпаковые печи. М.: Металлургия, 1965. 236 с.

References

1. Panferov V.I. [On some properties and on the algorithm of indirect control of temperature fields of massive bodies during the holding period at a constant furnace temperature]. *Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy*. 1985;(6):114–116. (In Russ.)
2. Panferov V.I. [On the control of temperature fields of massive bodies during the holding period at a constant furnace temperature]. *Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy*. 1986;(7):157. (In Russ.)
3. Panferov V.I. About Design and Instrumental Control of Quality of Heating and Heat Treatment of Metal in Furnaces. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Metallurgy*. 2020;20(4):56–66. (In Russ.) DOI: 10.14529/met200407
4. Dulnev G.N. *Teoriya teplo- i massoobmena* [Theory of heat and mass transfer] St. Petersburg: National Research University ITMO; 2012. 195 p. (In Russ.)
5. Svinolobov N.P., Brovkin V.L. *Teoreticheskiye osnovy metallurgicheskoy teplotekhniki: uchebnoye posobiye dlya vuzov* [Theoretical foundations of metallurgical heat engineering: Textbook for universities]. Dnepropetrovsk: Porogi; 2002. 226 p. (In Russ.)
6. Nemchinskiy A.L. *Teplovye raschety termicheskoy obrabotki* [Thermal calculations of heat treatment]. Leningrad: Sudpromgiz, 1953. 104 p. (In Russ.)
7. Ginkul S.I., Lebedev A.N., Podobed Yu.V., Sapronova Yu.M. [Investigation of the temperature regime of heating furnaces of rolling mills with a change in the range of the heated metal]. *Nauchnye*

trudy Doneckogo nacional'nogo tehničeskogo universiteta. Seriya "Metallurgiya". [Scientific works of Donetsk National Technical University. Series "Metallurgy"]. 2010;12(177):201–206. (In Russ.)

8. Tkachenko V.N. *Matematicheskoye modelirovaniye, identifikatsiya i upravleniye tekhnologicheskimi protsessami teplovooy obrabotki materialov* [Mathematical modeling, identification and control of technological processes of heat treatment of materials]. Kyiv: Naukova Dumka; 2008. 243 p. (In Russ.)

9. Lipukhin Yu.V., Bulatov Yu.I., Adelman K., Knorr M. *Avtomatizatsiya metallurgicheskikh agregatov* [Automation of metallurgical units]. Moscow: Metallurgiya; 1992. 304 p. (In Russ.)

10. Panferov V.I., Toropov E.V. [To the theory of modeling of metal heating in furnaces]. *Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy.* 1992;(3):79–82. (In Russ.)

11. Panferov V.I., Panferov S.V. To the Solution of the Problem of Control of Metal Temperature in ACS TP of Methodical Furnaces. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Metallurgy.* 2021;21(4):63–75. (In Russ.) DOI: 10.14529/met210408

12. Timoshpolsky V.I., Trusova I.A. [Thermal work of heating furnaces of rolling production under industrial conditions. Message 1. Pusher-type continuous furnaces]. *Litiyo i Metallurgiya (Foundry Production and Metallurgy).* 2010;1(54), 2(55):214–219. (In Russ.)

13. Timoshpolsky V.I., Trusova I.A. [Thermal work of heating furnaces of rolling production under industrial conditions. Message 2. Experimental studies during heating of blanks in furnaces with mechanized hearth]. *Litiyo i Metallurgiya (Foundry Production and Metallurgy).* 2011;1(59):62–71. (In Russ.)

14. Panferov V.I. [Setting up quality control algorithms for heating metal in furnaces]. *Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy.* 1989;(2):139–142. (In Russ.)

15. Goli-Ogly E.A., Mezinov S.M., Filatov A.N. Heating of Big-Size Slabs of Up to 400 Millimeters in Thickness in Cutting-Edge Reheating Furnace at DanSteel. *Steel in Translation.* 2023;53:79–85. DOI: 10.3103/S0967091223010047

16. Tayts N.Yu. *Tekhnologiya nagreva stali* [Steel heating technology]. Moscow: Metallurgizdat; 1950. 450 p. (In Russ.)

17. Panferov V.I., Panferov S.V. On the evaluation of the observability of the temperature field of slabs during heating in methodological furnaces. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Metallurgy.* 2023;23(1):55–62. (In Russ.) DOI: 10.14529/met230107

18. Pryadkin L.L. [Automation of continuous heating furnaces of rolling production]. *Stal' [Steel].* 1986;(2):103–106. (In Russ.)

19. Apterman V.N., Dveyrin E.G., Tymchak V.M. *Kolpakovye pechi* [Bell furnaces]. Moscow: Metallurgiya, 1965. 236 p. (In Russ.)

Информация об авторах

Панферов Владимир Иванович, д-р техн. наук, проф., проф. кафедры информационно-аналитического обеспечения управления в социальных и экономических системах, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; tgsiv@mail.ru.

Панферов Сергей Владимирович, канд. техн. наук, доц., доц. кафедры градостроительства, инженерных сетей и систем, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; panferovsv@susu.ru.

Information about the authors

Vladimir I. Panferov, Dr. Sci. (Eng.), Prof., Prof. of the Department of Information and Analytical Support for Management in Social and Economic Systems, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; tgsiv@mail.ru.

Sergey V. Panferov, Cand. Sci. (Eng.), Ass. Prof., Ass. Prof. of the Department of Urban Planning, Engineering Networks and Systems, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; panferovsv@susu.ru.

Статья поступила в редакцию 10.03.2025

The article was submitted 10.03.2025