

АДАПТАЦИЯ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ПРОТЯЖНОЙ БАШЕННОЙ ПЕЧИ И НАГРЕВА МЕТАЛЛА ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫМИ РЕЖИМАМИ ОТЖИГА СТАЛЬНОЙ ПОЛОСЫ

М.Ю. Рябчиков

Рассмотрены вопросы выбора рациональных режимов нагрева полосы в протяжных печах башенного типа с учетом прогнозируемых затрат топлива и доли некондиционной продукции. Для их решения предложено воспользоваться математическими теплотехническими моделями состояния нагреваемого металла и рабочего пространства. В ходе адаптации моделей получены данные о связи внешних тепловых потерь печи с температурой рабочего пространства. Показано, что достижимый уровень экономии топлива связан с долей некондиционной продукции и определены параметры такой связи на базе информации о температуре полосы на выходе из печи.

Ключевые слова: модель нагрева, стальная полоса, оцинкование, адаптация, структура модели теплообмена, дефектная продукция.

ВВЕДЕНИЕ

Протяжные печи широко применяются для термической обработки стальной полосы перед ее оцинкованием. Оцинкованная полоса пользуется спросом в строительной, автомобильной и других отраслях промышленности. Термическая обработка необходима для выполнения рекристаллизационного отжига полосы в соответствии с требованиями к температурному режиму. Невыполнение этих требований повышает вероятность появления дефектов оцинковки полосы. Анализ технологической информации агрегата непрерывного горячего оцинкования (АНГЦ) № 1 ПАО ММК [1, 2] показал, что в целом для 49 % рулонов с дефектами и для 23 % рулонов без дефектов происходило временное снижение температуры полосы на выходе отделения нагрева ниже 700 °С.

На АНГЦ № 1 Магнитогорского металлургического комбината (ММК) для термической обработки используется протяжная печь башенного типа. Температура поверхности полосы контролируется оптическим пирометром на выходе отделения нагрева. Рабочее пространство протяжной пе-

чи башенного типа АНГЦ № 1 разбито на семь зон. Геометрическое расположение зон в рабочем пространстве носит сложный характер, и за время прохождения через отделение нагрева полоса многократно поступает в одни и те же зоны (рис. 1). Система управления нагревом полосы предусматривает поддержание требуемой температуры рабочего пространства в каждой зоне.

На рис. 2 приведены средние (за один год) значения температур в зонах и усредненная схема распределения топлива по зонам для типового сортамента (толщина 0,00046 м, ширина 1,27 м) при скорости движения полосы 180 м/мин. Средняя температура полосы на выходе из печи составила 718,7 °С. Общий средний расход топлива на печь — 1068,93 м³/ч.

Одно из направлений повышения эффективности работы агрегата заключается в поиске способов снижения расхода топлива до минимально необходимого при условии сохранения прогнозируемой доли дефектной продукции на прежнем уровне.

Решению задачи оптимизации управления режимами нагрева металла в проходных и протяжных печах посвящено значительное число работ

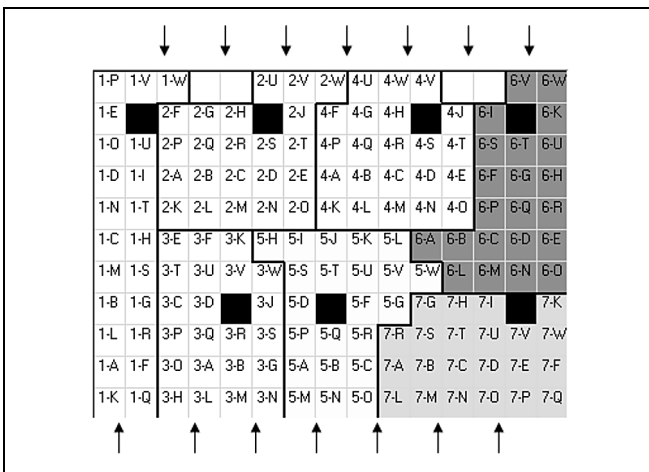


Рис. 1. Расположение семи зон в рабочем пространстве отделения нагрева (черным отмечены места установки зональных термодатчиков; буквами обозначены горелки в зонах; стрелками показано направление движения полосы)

[3—8] и др. Обзор существующих работ в этой области позволяет выделить два значимо различных направления.

Одно из них, рассмотренное в работах [3—7], предполагает управление температурным режимом печи с целью обеспечения минимально необходимого нагрева металла строго к моменту его выдачи. Авторами указывается, что экономия топлива от реализации такого мероприятия может достигать уровня 7—8 %. Однако необходимо отметить, что контроль температуры металла в нагревательных печах так и не получил широкого распространения. Технологи оставляют резервы времени для гарантирования нагрева, что в свою очередь снижает производительность. При усло-

вии сохранения производительности решение оптимизационной задачи требует соблюдения баланса между экономией топлива и вероятностью появления дефектов полосы.

Другое направление связано с поиском рациональных схем распределения топливной нагрузки по зонам агрегата с целью минимизации внешних тепловых потерь. В работе [8] показано наличие нелинейно возрастающих зависимостей внешних тепловых потерь от уровня температуры рабочего пространства в методической печи. В ходе анализа работы нагревательных печей стана 5000 ПАО ММК показана неравномерность распределения внешних тепловых потерь по длине и ширине агрегата при схожих температурах рабочего пространства. Это позволяет предположить наличие рациональных схем распределения топливной нагрузки, определяемых соотношением между поддерживаемыми температурными уровнями в различных частях печи. Полученные результаты показывают [8], что при снижении производительности нагревательных печей до 50 % проектной, что возникает достаточно часто, статья баланса тепла, связанная с внешними тепловыми потерями печи от кладки, становится определяющей и существенно превосходит затраты тепла на нагрев металла. Указывается, что благодаря реализации рациональных режимов нагрева уровень тепловых внешних тепловых потерь может быть снижен на 2—3 % [8].

Представляет интерес поиск таких режимов для башенных протяжных печей. Применительно к условиям печи АНГЦ № 1 ПАО ММК поиск затруднен сложной пространственной геометрией зон. Для решения задачи необходим комплекс математических моделей, позволяющих всесторонне оценить схемы распределения тепла в каждой из зон печи.

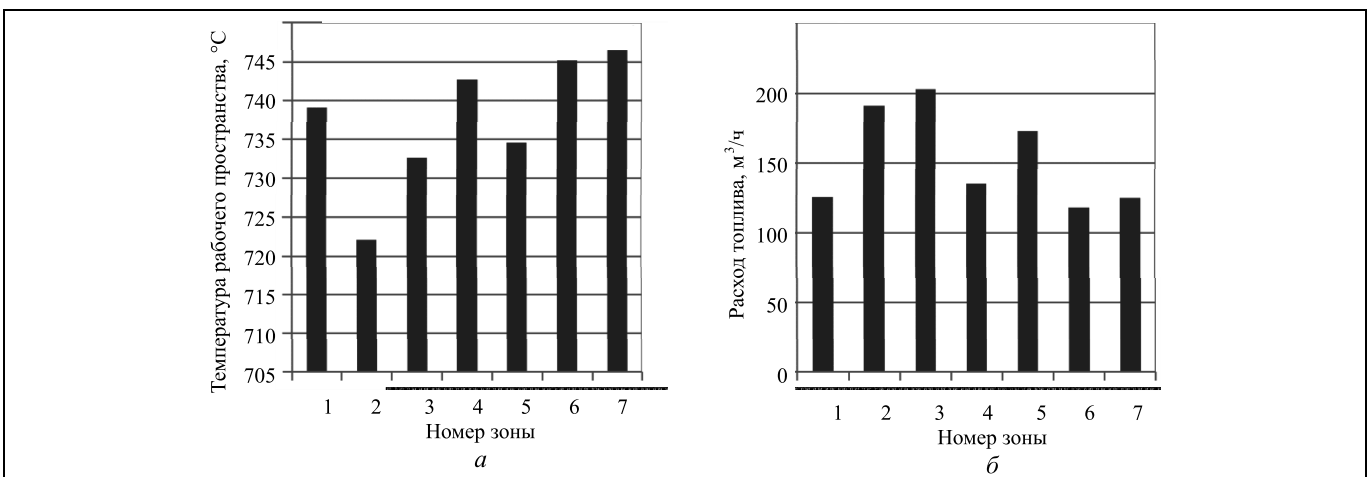


Рис. 2. Средние (за один год) значения температур в зонах (а) и усредненная схема распределения топлива по зонам для типового сортамента



1. МОДЕЛИ ДЛЯ ПОИСКА РАЦИОНАЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ РЕЖИМОВ

В работе [1, 9] изучены проблемы выбора температурного режима протяжной печи башенного типа АНГЦ № 1 и предложена математическая модель нагрева полосы на основе уравнения смешанного (радиационно-конвективного) теплообмена, адаптированная по данным контроля температуры полосы на выходе печи:

$$\alpha(T_3 - T_{\text{пол}}) + s\sigma\left(\left(\frac{T_3}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_{\text{пол}}}{100}\right)^4\right) = \rho c_p h v \frac{dT_{\text{пол}}}{dl} + Q_p \quad (1)$$

с граничным условием $T_{\text{пол}} = T_0$ при $l = 0$, где s — постоянная Стефана — Больцмана; α — коэффициент конвективного теплообмена; σ — коэффициент теплообмена излучением; T_3 , $T_{\text{пол}}$ и T_0 — температуры соответственно рабочего пространства зон печи, нагреваемого металла (полосы) и металла на входе в печь, К; c_p и ρ — соответственно удельная теплоемкость и плотность металла; h , l , v — соответственно толщина полосы, ее длина в печи и скорость; Q_p — коэффициент, характеризующий затраты тепла на рекристаллизацию стали.

Модель (1) и способ расчета температуры в произвольной точке печи с представленными в работе [1] параметрами применялись для определения теплового потока на полосу в каждой из зон печи.

Задача выбора рациональных режимов в работе [1] не была в полной мере решена, поскольку отсутствовали достоверные оценки коэффициента полезного действия печи в различных режимах. Для их получения необходим расчет статей теплового баланса каждой из зон печи. Данное требование обусловлено поставленной оптимизационной задачей по обеспечению требуемого нагрева металла при минимальных затратах топлива.

Проблема идентификации внешних тепловых потерь от кладки печи АНГЦ № 1 с учетом накопленного за значительный период времени массива технологической информации рассмотрена в работе [10]. Решение задачи предложено на базе моделирования процессов нагрева и охлаждения рабочего пространства печи в периоды ее запуска в работу, а также в периоды, когда агрегат останавливается для проведения ремонтных мероприятий. В указанные периоды через печь не движется металл.

При идентификации теплотехнических характеристик печи на базе имеющихся данных решали задачу определения двух основных параметров для каждой зоны. Это тепловая емкость зоны и внешние тепловые потери. Учитывая достаточно высо-

кую стабильность удельной тепловой емкости огнеупоров в диапазоне температур до 800 °С ($\approx \pm 10\%$), тепловую емкость искали в форме константы C_3 индивидуально для каждой зоны.

Для минимизации числа неизвестных внешние тепловые потери каждой зоны представили в виде $Q_{\text{пз}} = a_3 t^k \Delta\tau$, где t — температура рабочего пространства, $\Delta\tau$ — интервал времени, a_3 и k — искомые параметры.

Значение параметров C_3 и a_3 подбирались путем минимизации отклонения результатов моделирования нагрева и охлаждения рабочего пространства зон от экспериментальных данных с расчетом температуры зоны t_3 по выражению:

$$t_3(\tau) = t_3(\tau - \Delta\tau) + \frac{Q_{\text{гз}} - Q_{\text{угз}} - Q_{\text{пз}}}{C_3}; \quad t_3(0) = t_{33}(0), \quad (2)$$

где $Q_{\text{гз}}$ и $Q_{\text{угз}}$ — тепло от сжигания природного газа, поданного в радиантные трубы зоны, и тепло отходящих дымовых газов после рекуперации; t_{33} — экспериментальные данные по температуре в зоне.

Сопоставление ошибок моделирования показало, что наилучшие результаты по точности моделирования достигаются при $k = 2$, т. е. зависимость тепловых потерь от температуры целесообразно представлять параболой. На рис. 3 показан пример части серии экспериментальных данных и результатов моделирования для отдельной зоны для периодов нагрева и охлаждения (для периодов охлаждения дискретность данных понижена в пять раз). Видно, что на базе достаточно простой модели (2) удалось добиться достаточно высокой точности описания тепловых процессов.

На рис. 4 показаны результаты определения тепловой емкости зон печи и зависимости внешних тепловых потерь от температуры. Из полученных результатов следует, что внешние тепловые потери зон значимо различны. Полученные результаты по значениям a_3 могут быть использованы при решении оптимизационных задач.

Получение таких решений, в отличие от решения задач адаптации, предполагает варьирование расходов топлива на зоны и расчет с помощью модели всех статей теплового баланса автономно без связи с технологическими данными процесса. Цель расчета при выбранных расходах топлива на зоны состоит в определении установившихся значений температур в зонах. Для этого при поиске минимизируется невязка баланса K_1 :

$$K_1 = \sum_{i=1}^n (Q_{\text{гз}}(i) - Q_{\text{угз}}(i) - Q_{\text{пз}}(i) - Q_{\text{пол}}(i) - Q_M(i)^2), \quad (3)$$

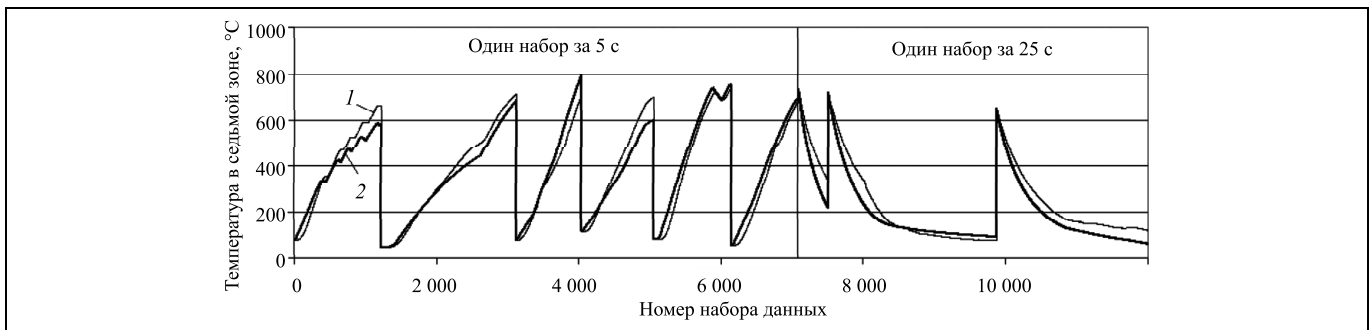


Рис. 3. Пример результатов моделирования температуры рабочего пространства и части экспериментальных данных для седьмой зоны: 1 — экспериментальные данные; 2 — результаты моделирования

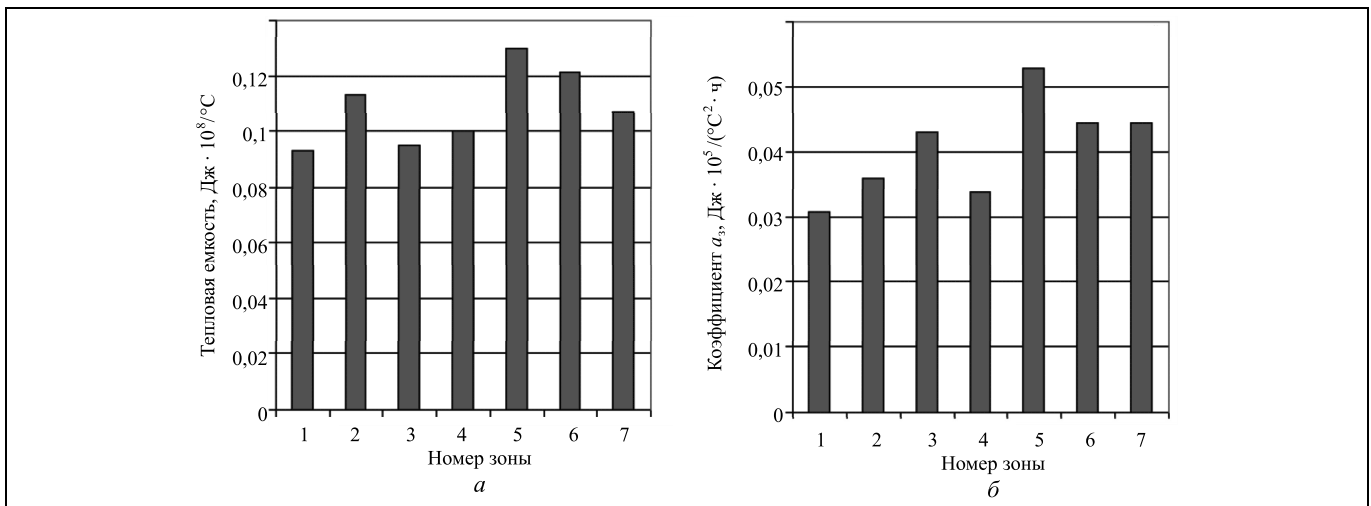


Рис. 4. Результаты определения C_3 и a_3 для зон печи: а — тепловая емкость C_3 ; б — коэффициент a_3 , характеризующий внешние тепловые потери зоны

где n — число зон, равное семи; i — номер зоны; $Q_{\text{пол}}(i)$ — затраты тепла на полосу в зоне i ; $Q_{\text{м}}(i)$ — тепло, переданное вследствие межзонного теплообмена.

Для расчета величины $Q_{\text{пол}}(i)$ использовали адаптированную модель (1). Для расчета K_1 требуется определение величин $Q_{\text{угз}}(i)$ и $Q_{\text{м}}(i)$. Для расчета величины $Q_{\text{угз}}(i)$ использовали индивидуальные для каждой зоны статистические зависимости температуры отходящих газов после рекуперации $t_{\text{угз}}(i)$ от температуры рабочего пространства $t_3(i)$ и расхода топлива $V_{\text{т}}(i)$.

На рис. 5 показана зависимость $t_{\text{угз}}(i) = f(t_3(i))$. Учет влияния расхода топлива $V_{\text{т}}(i)$ был выполнен путем минимизации регрессионных остатков $t_{\text{угз}}(i) = f(t_3(i))$.

Для идентификации параметров теплового взаимодействия между зонами в работе [10] использовались данные об обычных рабочих режимах печи с управлением расходом топлива в ручном ре-

жиме (оператором). Такие режимы относительно редки для агрегата, но за период два года в базе было найдено около сорока периодов работы, в течение которых параметры полосы, расходы топлива и воздуха по всем зонам, кроме одной, были стабильны. При этом в одной из зон оператор неоднократно скачкообразно изменял расход топлива. Пример подобной динамики изменения расходов топлива на зоны приведен на рис. 6, а. Видно, что в определенный момент времени оператор изменил расход на шестую зону, что повлекло за собой изменение температур в прилегающих четвертой и седьмой зонах по отношению к прогнозируемой динамике их изменения. Прогноз выполнен на базе инерционного звена первого порядка.

Динамику изменения температуры в отдельной зоне после возмущения можно представить упрощенной моделью:

$$t(\tau) = t(\tau_0) + \frac{1}{C_3} \int_{\tau_0}^{\tau} (q_{\text{г}} - q_{\text{п}} - q_{\text{уг}} + q_{\text{м}} - q_{\text{н}}) d\tau, \quad (4)$$

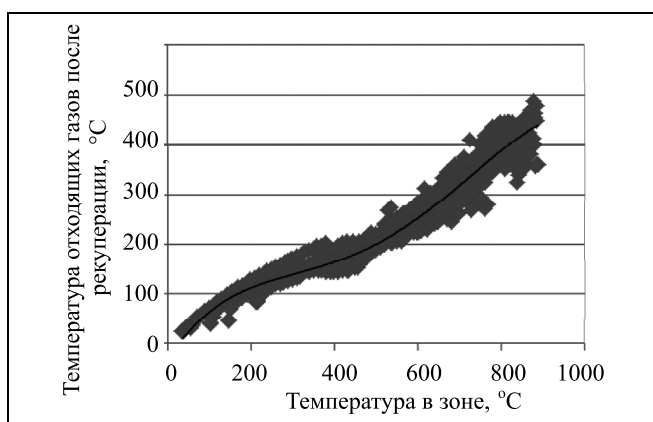


Рис. 5. Экспериментальные данные зависимости температуры отходящих газов после рекуперации от температуры рабочего пространства для зоны № 1 (линией показана аппроксимация)

где q_M — тепловой поток, связанный с межзонным теплообменом; q_H — тепловой поток, связанный с нагревом полосы; τ_0 — момент времени изменения расхода топлива.

Применяя выражение (4) для условий четвертой зоны, которая расположена ранее зон 6 и 7 по ходу движения полосы, можно принять допущение о постоянстве величины $q_\Sigma = q_r - q_n - q_{yt} - q_H = \text{const}$. Тогда, предполагая, что тепловой поток между зонами пропорционален перепаду температур, можем записать:

$$t_4(\tau) = t(\tau_0) + \frac{\lambda_{6,4}}{C_3} \int_{\tau_0}^{\tau} (t_6(\tau) - t_4(\tau)) d\tau + \frac{\tau - \tau_0}{C_3} q_\Sigma, \quad (5)$$

где λ — искомый параметр, характеризующий теплообмен между зонами; q_Σ — теплопередача, связанная с наличием теплового потока, $q_\Sigma = q_r - q_n - q_{yt} - q_H$.

Выражение (5) содержит два неизвестных $\lambda_{6,4}$ и q_Σ . Для определения $\lambda_{6,4}$ рассмотрим систему из двух выражений (5) для фактического и прогнозируемого (по данным до возмущения) изменения температуры (рис. 6, б), из которой получим:

$$t_{4п}(\tau) - t_{4ф}(\tau) = \frac{\lambda_{6,4}}{C_3} \left(\int_{\tau_0}^{\tau} (t_{6п}(\tau) - t_{4п}(\tau)) d\tau - \int_{\tau_0}^{\tau} (t_{6ф}(\tau) - t_{4ф}(\tau)) d\tau \right),$$

где индексы «п» и «ф» означают прогнозируемое и фактическое значение.

Далее аппроксимируем динамику изменений температур $t_{6п}$, $t_{4п}$, $t_{6ф}$, $t_{4ф}$ квадратичными зависимостями от времени $a\tau^2 + b\tau + c$. Тогда коэффициент $\lambda_{6,4}$ может быть определен из выражения:

$$\lambda_{6,4}(\tau) = \frac{C_3(t_{4п}(\tau) - t_{4ф}(\tau))}{\left[\frac{\tau^3}{3}(a_{6п} - a_{4п} - a_{6ф} + a_{4ф}) + \frac{\tau^2}{2}(b_{6п} - b_{4п} - b_{6ф} + b_{4ф}) + \tau(c_{6п} - c_{4п} - c_{6ф} + c_{4ф}) \right]}.$$

Для определения коэффициента $\lambda_{6,7}$, характеризующего теплообмен между зонами 6 и 7, допол-

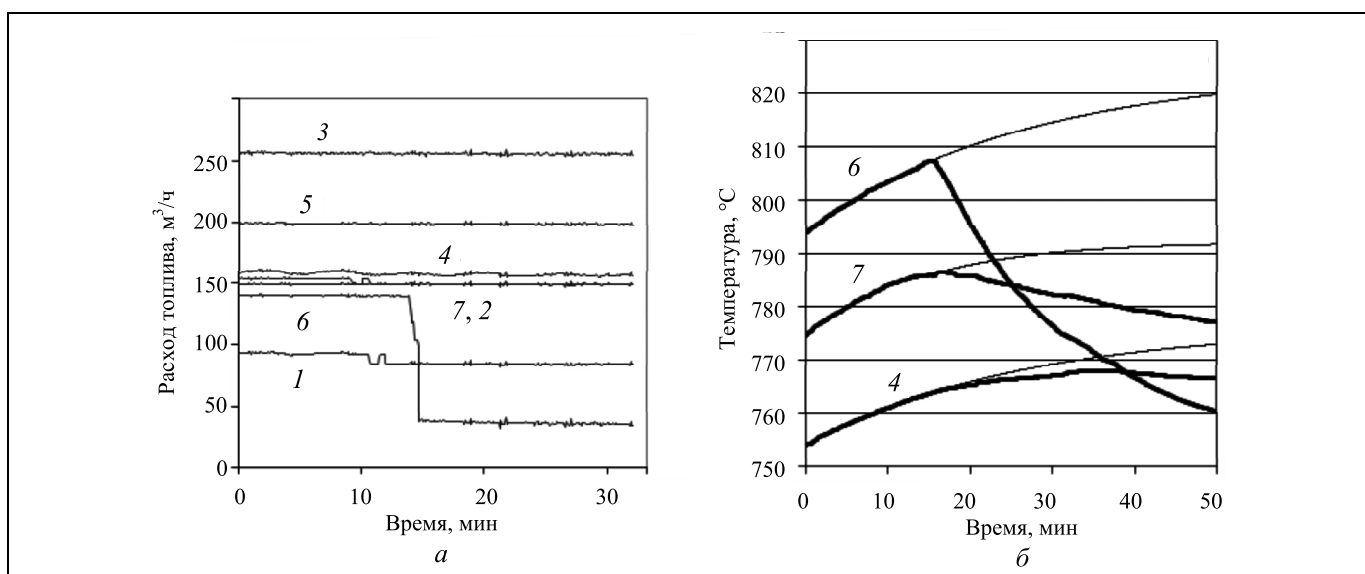


Рис. 6. Пример изменения расходов топлива на зоны (а) и соответствующего изменения температур в шестой зоне и примыкающих к ней четвертой и седьмой зонах, где тонкой линией показан прогноз (б)

нительно нужно учитывать непостоянство теплового потока q_n на полосу. Для его расчета использовали адаптированную модель нагрева полосы, предложенную в работе [1].

Полученные зависимости $\lambda_{6,4}$ и $\lambda_{6,7}$ от времени показывают достаточно высокую степень постоянства этих коэффициентов. Средние значения $\lambda_{6,4}$ и $\lambda_{6,7}$ в рассматриваемом примере составляют 36 и 250 кДж/(°С · мин). Однако повторение рассмотренных расчетов для различных экспериментальных данных показало значимое непостоянство λ при изменении направления распространения теплового потока. Подобная ситуация связана с различным удалением точек контроля температуры в зонах от границ зон. Отмеченную особенность необходимо учитывать при решении оптимизационных задач. Приняли, что среднее значение параметра межзонного взаимодействия λ является неопределенным с диапазоном изменения 10—290 кДж/(°С · мин). Коэффициент дополнительно масштабировался с учетом геометрической протяженности границы контакта зон.

2. ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ РЕЖИМОВ

Цель оптимизации заключается в нахождении минимального суммарного расхода топлива на зоны отделения нагрева при заданных толщине и ширине полосы, скорости ее движения и ее температуре на выходе отделения нагрева.

Способы решения подобных задач на базе математических моделей применительно к условиям методических нагревательных печей рассмотрены в работах [11, 12]. Так, в работе [11] поиск оптимальной траектории нагрева заготовок ведется с помощью симплексного метода. В работе [12] поставлена задача оптимального управления нагревом массивной стальной заготовки в нагревательной печи прокатного стана и показано решение с помощью принципа максимума. Общий недостаток подобных поисковых подходов состоит в высокой степени зависимости получаемого результата от начальных условий поиска. Поэтому для решения задачи применялся подход, основанный на комбинации метода Монте-Карло и метода Ньютона. Поиск оптимального решения осуществляется в три стадии.

На первой стадии случайным образом генерировали множество из тысячи наборов значений расходов топлива на зоны $V_T(i)$ и установившихся температур в зонах $t_3(i)$. Для каждого набора методом Ньютона изменяли сгенерированные значения $t_3(i)$ и $V_T(i)$ путем минимизации рассчитыва-

емого на основании результатов моделирования критерия $K_{\text{опт}}$:

$$K_{\text{опт}} = a_1 K_1 + a_2 K_2 + a_3 K_3, \quad K_2 = (t_{\text{п}} - t_{\text{пз}})^2,$$

$$K_3 = \sum_{i=1}^n V_T(i),$$

где коэффициенты a_1 , a_2 и a_3 — определяют вклад компонентов в значение критерия.

Минимизация критерия $K_{\text{опт}}$ предполагает одновременную минимизацию при поиске невязки балансов зон K_1 (3), отклонения температуры полосы на выходе из печи от требуемого уровня (K_2), а также минимизацию общего расхода топлива на печь (K_3). Варьируя коэффициенты a_1 , a_2 и a_3 , можем воздействовать на значения компонентов критерия, получаемые в ходе поиска. Результатом первой стадии поиска служит множество режимов, для которых далее (вторая стадия поиска решения) дополнительно уточняли значения расходов топлива на зоны с целью минимизации K_1 . Затем из множества полученных режимов отбирали (третья стадия) оптимальный по условию минимума K_3 .

С помощью рассмотренного способа поиска для указанного ранее типового сортамента были рассчитаны рациональные режимы при различных средних значениях параметра межзонного взаимодействия λ . Для значений λ 10—100 кДж/(°С · мин) оптимальная схема температур в зонах схожа. На рис. 7 приведен пример оптимального режима при $\lambda = 100$ кДж/(°С · мин). Общий расход топлива составил 1032,68 м³/ч, что дает экономию 3,38 % от среднего существующего по базе технологической информации. Для найденного оптимального режима характерно более равномерное распределение расходов топлива по зонам по сравнению с существующими режимами, что согласуется с результатами, полученными при решении поисковых задач на базе только статистических нейросетевых моделей в работе [9].

При $\lambda = 290$ кДж/(°С · мин) схема температур в зонах на рис. 7, а не может быть практически реализована вследствие ограничения по мощности горелок, и эффект от оптимизации снижается. Из приведенной на рис. 8 зависимости следует существенное влияние параметра λ на достижимую экономию топлива, что, однако, не учитывается в работах многих авторов [4—7].

Представляет интерес изучение взаимосвязи между долей некондиционной продукции и достижимой экономией топлива. Очевидно, что принятая в расчетах требуемая температура полосы на выходе отделения нагрева выше необходимого минимума с позиций завершения процессов рекристаллизации. Снижение данной температуры

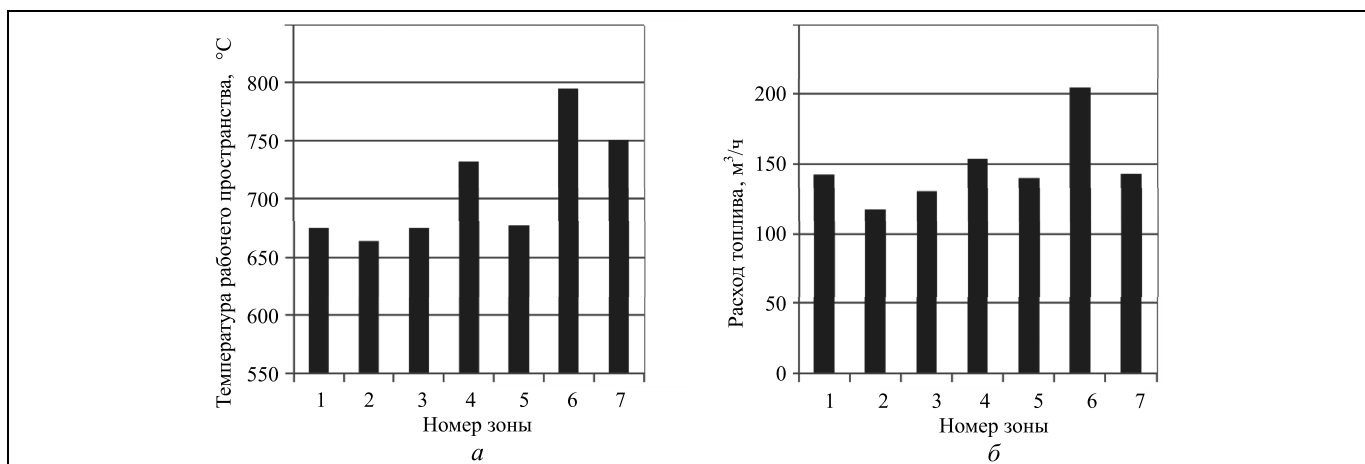


Рис. 7. Оптимальные по минимуму K_3 значения температур в зонах (а) и соответствующая схема распределения топлива (б) для типового сортамента

позволяет экономить топливо, но также ведет к росту вероятности получения дефектной продукции вследствие возможности отклонения фактических режимов от расчетных.

Изменение уровня экономии топлива при $\lambda = 100$ кДж/(°С · мин) в зависимости от требуемой температуры полосы на выходе отделения нагрева представлено на рис. 8, б.

На рис. 9 показана плотность распределения рулонов с дефектами $f_d(t_n)$ и без них $f_k(t_n)$ по минимальной за время обработки рулона температуре полосы на выходе отделения нагрева для типового сортамента. Для получения функций $f_d(t_n)$ и $f_k(t_n)$ рассматривались данные обработки $N_d = 677$ рулонов с дефектами и $N_k = 8594$ рулонов без дефектов. Полученные распределения подчиняются нормальному закону.

Аппроксимации функций плотностей распределений на рис. 9 позволяют рассчитать изменение

вероятности получения некондиционной продукции P_d для различных значений температур полосы на выходе из печи:

$$P_d(t_n) = \frac{f_d(t_n)N_d}{f_d(t_n)N_d + f_k(t_n)N_k}, \quad (6)$$

где t_n — температура полосы на выходе отделения нагрева.

Функция $P_d(t_n)$ может быть аппроксимирована выражением (рис. 10)

$$P_d(t_n) = (1 - 0,0405) \times \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2} \text{th}((t_n - 675,63)0,09125) \right) + 0,0405, \quad (7)$$

которое может использоваться для расчетов в диапазоне $t_n > 720$ °С, где малый объем данных по дефектным рулонам препятствует расчету по выражению (6).

Для применения выражения (7) в практических расчетах требуется информация о распределении ошибок регулирования температуры полосы на выходе из печи, форма которого зависит в общем случае от качества работы системы управления температурным режимом. Такие системы могут корректировать температурный режим в печи для обеспечения соответствия температуры полосы на выходе из печи заданному уровню.

Очевидно, что в процессе регулирования такие системы управления будут устранять ошибку. Однако при изменении параметров металла или прочих параметров режима возникает скачкообразное изменение ошибки, связанное с неточностями моделирования:

$$\Delta E_i = E_{i,1} - E_{i,2},$$

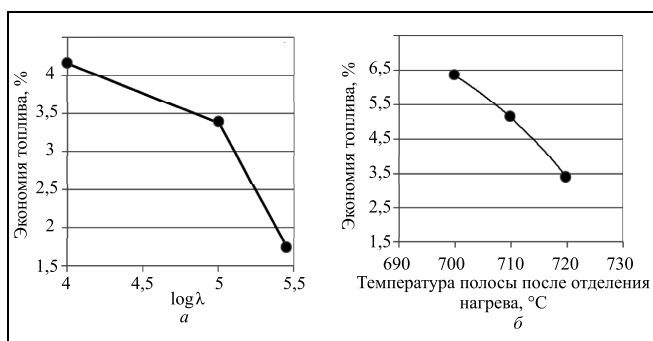


Рис. 8. Зависимость достижимой экономии топлива от параметра λ (а) и от требуемой температуры полосы на выходе отделения нагрева (б) при $\lambda = 100$ кДж/(°С · мин)

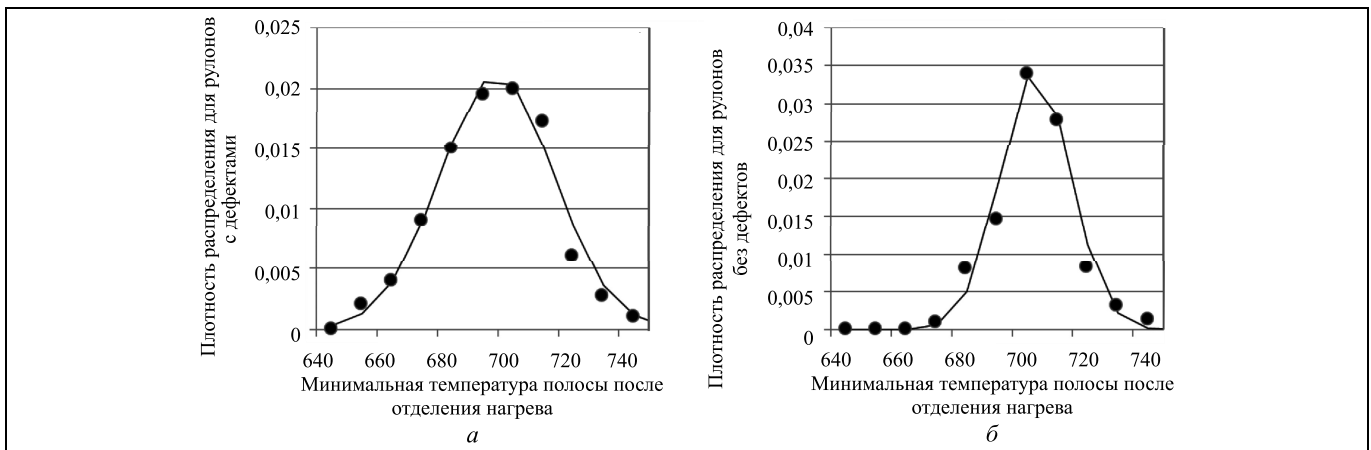


Рис. 9. Плотность распределения рулонов с дефектами (а) и без них (б) по минимальной за время обработки рулона температуре полосы на выходе отделения нагрева (точками показаны экспериментальные данные, линией — аппроксимация)

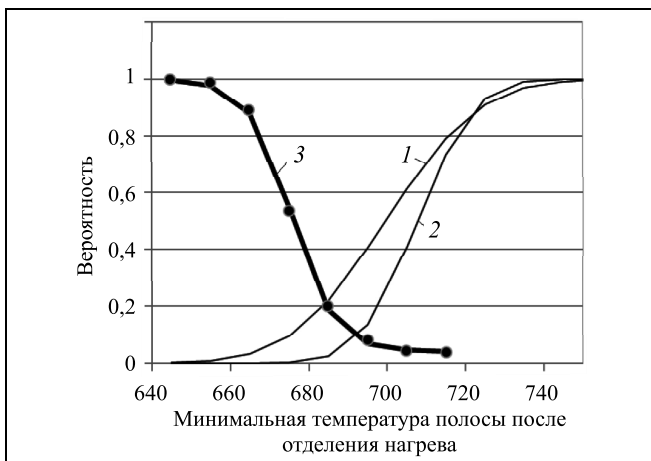


Рис. 10. Интегральные распределения 1 и 2 соответственно для функций $f_d(t_p)$ и $f_k(t_p)$, а также вероятность P_d получения некондиционной продукции 3 для различных значений температур полосы на выходе из печи (точками показаны экспериментальные данные, а линией — аппроксимация)

где ΔE_i — изменение ошибки во время i -го изменения режима; $E_{i,1}$ и $E_{i,2}$ — ошибки до и после изменения режима.

График изменения таких ошибок для условий рассматриваемого агрегата приведен на рис. 11, а. На рис. 11, б показано распределение ошибок и его аппроксимация нормальным распределением $f_E = N(a, \sigma)$ с параметрами $a = -2$, $\sigma = 8,66$.

Результаты, представленные на рис. 10 и 11, позволяют оценить взаимосвязь между долей некондиционной продукции и экономией топлива. Доля η_d некондиционной продукции при заданной температуре полосы $t_{пз}$ на выходе из печи рассчитывалась по выражению:

$$\eta_d = \int_{-\infty}^{+\infty} P_d(t_p) f_E(t_p - t_{пз}) dt_p.$$

На рис. 12 показаны зависимости доли некондиционной продукции от заданной темпера-

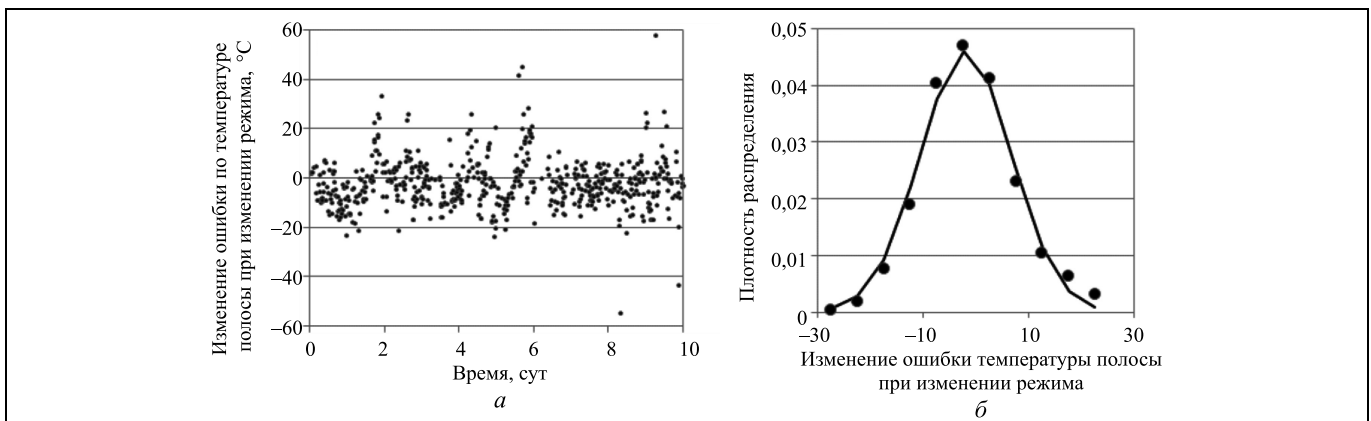


Рис. 11. Изменение ошибки, связанное с неточностями моделирования при переходе на новый режим (а) и плотность распределения этих ошибок (б)

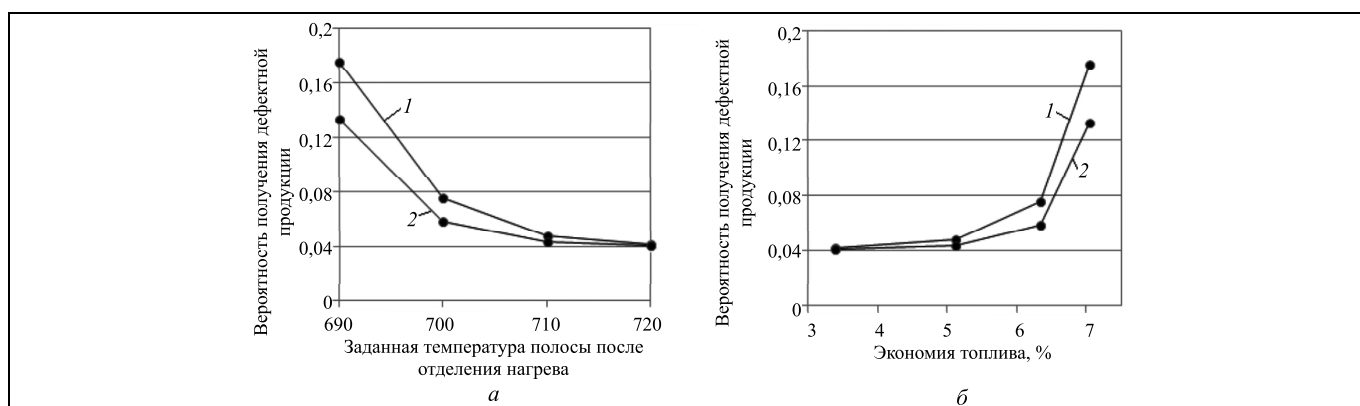


Рис. 12. Зависимость доли некондиционной продукции от заданной температуры полосы на выходе отделения нагрева (а) и от экономии топлива (б): 1 — $\sigma = 8,66$; 2 — $\sigma = 4,33$

туры полосы на выходе отделения нагрева и от экономии топлива при $\sigma = 8,66$ и $\sigma = 4,33$ ($\lambda = 100$ кДж/(°С · мин)).

Из полученных результатов следует существенная нелинейность связи между экономией топлива и долей η_d некондиционной продукции. При условии сохранения существующего уровня доли дефектной продукции 6–7 % достижимый уровень экономии топлива составляет величину порядка 4–6 % в зависимости от значения параметра межзонного взаимодействия λ .

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные результаты свидетельствуют о принципиальной возможности решения задачи оптимизации управления режимами нагрева полосы с учетом достижимой экономии топлива и доли некондиционной продукции. При этом в статье рассмотрено статическое решение задачи, ориентированное на типовой сортамент и усредненные теплотехнические характеристики печи и свойства металла. Для повышения уровня экономии топлива благодаря уменьшению σ в распределении $f_E = N(a, \sigma)$ необходимы системы динамической адаптации математических теплотехнических моделей нагрева рабочего пространства под текущее состояние печи, а также моделей нагрева металла.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рябчиков М.Ю., Самарина И.Г. Изучение режимов нагрева стальной полосы в протяжной печи башенного типа для светлого отжига // *Металлообработка*. — 2013. — № 1 (73). — С. 43–49.
2. Павлов А.С., Рябчиков М.Ю., Михальченко Е.С. Прогнозирование производства дефектной продукции агрегатом непрерывного горячего цинкования ОАО «ММК» с помощью нейросетевой модели процесса нагрева металла // *Электротехнические системы и комплексы*. — 2009. — № 17. — С. 135–139.
3. Использование модели нагрева полосы при управлении температурным режимом в протяжной печи башенного типа / М.Ю. Рябчиков и др. // *Нейрокомпьютеры: разработка, применение*. — 2011. — № 5. — С. 41–50.
4. Энергосберегающее управление тепловым режимом по температуре поверхности нагреваемого металла / Б.Н. Парсункин и др. // *Автоматизированные технологии и производство*. — 2013. — № 5. — С. 231–241.
5. Андреев С.М., Парсункин Б.Н. Экспериментальное исследование эффективности энергосберегающих оптимальных режимов нагрева металла // *Автоматизированные технологии и производство*. — 2014. — № 6. — С. 134–143.
6. Энергосберегающее управление тепловым режимом при переменной производительности методических печей / Б.Н. Парсункин и др. // *Автоматизированные технологии и производство*. — 2014. — № 6. — С. 128–133.
7. Андреев С.М., Парсункин Б.Н., Ахметов Т.У. Совершенствование информационного обеспечения энергосберегающих режимов нагрева металла // *Машиностроение: сетевой электронный научный журнал*. — 2015. — № 1. — С. 3–10.
8. Рябчиков М.Ю., Барков Д.С.-Х., Рябчикова Е.С. Управление нагревом металла в методических печах с учетом распределения внешних тепловых потерь по длине печи // *Металлообработка*. — 2016. — № 6 (96). — С. 34–43.
9. Рябчиков М.Ю., Рябчикова Е.С. Управление режимом нагрева полосы на агрегате непрерывного горячего цинкования с использованием нейросетевых моделей // *Технология машиностроения*. — 2017. — № 2. — С. 37–43.
10. Разработка и адаптация моделей температурных режимов в протяжной печи башенного типа, учитывающих непостоянство внешних тепловых потерь / М.Ю. Рябчиков и др. // *Автоматизированные технологии и производство*. — 2016. — № 3 (13). — С. 70–75.
11. Андреев С.М., Парсункин Б.Н., Нужин Д.В. Автоматизированная система управления топливосберегающим несимметричным нагревом металла перед прокаткой в современных методических печах // *Автоматизация. Современные технологии*. — 2010. — № 1. — С. 14–20.
12. Андреев С.М., Бушманова М.В., Парсункин Б.Н. Оптимальное распределение тепловых нагрузок по зонам методической печи для минимизации затрат топлива на нагрев // *Электротехнические системы и комплексы*. — 2000. — № 5. — С. 301–307.

Статья представлена к публикации членом редколлегии Н.Н. Бахтадзе.

Рябчиков Михаил Юрьевич — канд. техн. наук, доцент, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, ✉ mr_mgn@mail.ru.