

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ  
НАЦИОНАЛЬНАЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ  
АКАДЕМИЯ УКРАИНЫ**

**МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ  
ТЕПЛОТЕХНИКА**

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**Выпуск 6 (21)**

**Днепропетровск  
«Новая идеология»  
2014**

**Металлургическая теплотехника** : сборник научных трудов Национальной металлургической академии Украины. – Выпуск 6 (21). – Днепропетровск : Новая идеология, 2014. – 128 с.

Рекомендовано к печати Ученым советом Национальной металлургической академии Украины. Протокол № 8 от 24 ноября 2014 г.

**Учредитель издания:** Национальная металлургическая академия Украины.  
**Главный редактор:** Величко А.Г., чл.-корр. НАН Украины, д.т.н., проф.  
**Заместитель главного редактора:** Губинский М.В., д.т.н., проф.  
**Редакционная коллегия:** Иващенко В.П., д.т.н., проф.; Пройдак Ю.С., д.т.н., проф.; Грес Л.П., д.т.н., проф.; Ревун М.П., д.т.н., проф.; Спирин Н.А., д.т.н., проф.; Тимошпольский В.И., д.т.н., проф.; Трусова И.А., д.т.н., проф.; Ерёмин А.О., д.т.н., доц.; Радченко Ю.Н., к.т.н., доц.; Гупало Е.В., к.т.н., доц.  
**Технический редактор:** Шемет Т.Н.

В сборнике публикуются статьи украинских и зарубежных авторов по специальностям 05.16.02 – «Металлургия черных и цветных металлов и специальных сплавов», 05.14.06 – «Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика». Периодичность издания – 1 раз в год.

**Адрес редакции:** Редакция сборника «Металлургическая теплотехника», кафедра ТЭМП, НМетАУ, пр. Гагарина, 4, г. Днепропетровск, 49600, Украина.

**Тел./факс:** (+380562) 46-24-73. **E-mail:** ktemp@ktemp.dp.ua

**Web-сайт:** <http://mt.ktemp.dp.ua/index.html>

*Свидетельство о государственной регистрации печатного средства массовой информации: серия КВ № 15113-3685Р от 21.04.2009 г.*

*Постановлением президиума ВАК Украины № 01 – 05/2 от 10.03.2010 г. сборник научных трудов НМетАУ «Металлургическая теплотехника» включен в перечень изданий, в которых могут публиковаться результаты диссертационных работ на соискание научных степеней доктора и кандидата технических наук.*

УДК 669.046.54

**Бирюков А.Б.** – д.т.н., профессор, Донецкий национальный технический университет (ДонНТУ)

**Новикова Е.В.** – к.т.н., доцент, ДонНТУ

**Олешкевич Т.Г.** – ассистент, ДонНТУ

**Петренко Л.Н.** – магистрант, ДонНТУ

## **ДИАГНОСТИКА ПРОЦЕССА ОКИСЛЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПЛАМЕННЫХ ПЕЧАХ**

*Разработан подход для диагностики процесса образования окалины при высокотемпературной тепловой обработке стальных заготовок и изделий в печах, позволяющий наряду с темпом образования окалины определять моментальные значения подсосов воздуха в камеру печи и по газоходам. Это может позволить проводить мониторинг газоплотности камеры печи и газоходов, а так же уточнить выбор малоокислительных режимов нагрева, при эксплуатации конкретных агрегатов.*

*Ключевые слова: пламенная печь, окалинообразование, газоплотность, диагностика, прогнозная модель.*

### **Введение**

При высокотемпературном нагреве металла в пламенных нагревательных печах происходит образование окалины, что приводит к прямым потерям металла и к изменению условий теплопередачи в камере печи (с одной стороны, металл покрывается слоем материала со значительно меньшим коэффициентом теплопроводности; с другой стороны, происходит выделение теплоты по реакциям окисления железа).

Известно значительное количество научных исследований, посвященных как физико-химическим основам процессов окисления металла в печах, так и практическим способам снижения величины потерь металла с окалиной [1 – 4]. Одной из тенденций в решении данного вопроса является создание систем диагностики. Так, в работе [5] показано, что прогнозирование угара металла, окисляемого в единицу времени, является важным элементом общей системы диагностики тепловой работы печи. Применительно к процессам окисления металла в пламенной печи в работе [6] предложена система диагностики, которая базируется на регистрации фактических значений состава и температуры печной атмосферы; моделировании теплового поля ме-

талла, подвергающегося тепловой обработке; прогнозировании ментального количества окисляемого металла на основе выражений, описывающих зависимость скорости реакции окисления от температуры и концентрации кислорода; управлении технологическим процессом путем воздействия на соотношения параметров процесса горения в печи.

Такой подход несомненно справедлив, однако в общем случае требует наличия в рамках системы АСУ ТП довольно мощных вычислительных ресурсов. Кроме того, точность получаемых результатов напрямую зависит от того, с какой точностью задаются константы скорости реакций окисления для конкретных марок стали.

На практике для действующих агрегатов с уже имеющимися системами АСУ ТП важной задачей является создание довольно простых и в то же время обладающих достаточной точностью компонентов диагностики процесса окисления металла, не требующих для своей реализации значительных вычислительных ресурсов (например, для решения дифференциальных уравнений теплопроводности в темпе реального времени) и в то же время не зависящих от точности задания констант скорости реакций окисления.

### **Постановка задачи**

Целью данной работы является создание методики диагностики процессов окисления металла, базирующейся на рассмотрении баланса кислорода в потоке продуктов сгорания на участке камера печи – участок газохода – рекуператор, которая позволяет определять расходы воздуха, подсасываемого в топку и на изучаемом участке газохода, а также расход кислорода на окисление металла в камере печи.

### **Изложение основного материала**

Для решения поставленной задачи необходимо рассмотреть баланс кислорода в камере и газоходах печи.

Источниками поступления кислорода в печную систему являются:

- воздух, подаваемый вентилятором на горелочные устройства для организации процесса горения (обычно для этой цели используется атмосферный воздух, хотя в общем случае речь может идти об обогащенном воздухе с произвольным содержанием кислорода);
- атмосферный воздух, подсасываемый в камеру печи;
- атмосферный воздух, подсасываемый в газоходы.

Источники расходования кислорода:

- расходование кислорода по реакциям горения;

- расходование кислорода на окисление и обезуглероживание металла;
- выбивание из печи продуктов сгорания, содержащих некоторое количество кислорода.

Учитывая, что для многих современных печных агрегатов выбивание продуктов сгорания из печи практически сведено к нулю, при составлении баланса кислорода в данной работе этот процесс не учитывается по допущению.

Определение расхода кислорода, и, соответственно, воздуха, на протекание процесса горения и остаточное содержание кислорода в продуктах горения определяются при помощи стандартных подходов, используемых в теории горения топлива.

Поскольку для данной системы диагностики имеется три определяемых неизвестных величины: текущие значения подсоса воздуха в топку и участок газотока от пламенного окна до рекуператора,  $V_{\text{под}}^{\Gamma}$ ,  $V_{\text{под}}^{\Gamma}$  и текущий расход кислорода на окисление металла,  $V_{\text{ок}}^{\text{O}_2}$ , необходимо составление системы из трех уравнений, в результате решения которой определялись бы текущие значения неизвестных величин.

Прочие величины, участвующие в составляемых уравнениях, должны определяться на основании текущей информации, поступающей от чувствительных элементов. В качестве измеряемых величин целесообразно выбрать такие, которые с одной стороны, непосредственно связаны с физикой процесса, то есть участвуют в формировании концентраций кислорода и объемов газовой среды, а, с другой стороны, могут быть с достаточной точностью измерены наиболее простым способом.

Среди величин-аргументов есть такие, измерение которых является обязательной составляющей даже простейшей системы АСУ ТП печного агрегата, а именно: текущий расход топлива ( $V_{\text{т}}$ , м<sup>3</sup>/с) и воздуха на горение ( $V_{\text{в}}$ , м<sup>3</sup>/с).

В качестве остальных величин предлагается выбрать следующие:

- температура воздуха до и после рекуператора ( $t_{\text{в}}^{\text{ВХ}}$ ,  $t_{\text{в}}^{\text{ВЫХ}}$ , °С);
- температура продуктов сгорания до и после рекуператора ( $t_{\text{пс}}^{\text{ВХ}}$ ,  $t_{\text{пс}}^{\text{ВЫХ}}$ , °С);
- концентрация кислорода в районе пламенного окна и перед рекуператором ( $C_{\text{O}_2}^{\text{о}}$ ,  $C_{\text{O}_2}^{\text{р}}$ , дол. ед.).

Схема расстановки чувствительных элементов для реализации создаваемого компонента диагностики процессов окисления металла на примере печи периодического действия приведена на рис. 1.

При организации замеров концентрации кислорода необходимо на основании предварительной экспериментальной проработки в каждом конкретном случае так выбрать точки замера, чтобы результаты измерения в них соответствовали среднерасходным концентрациям кислорода.

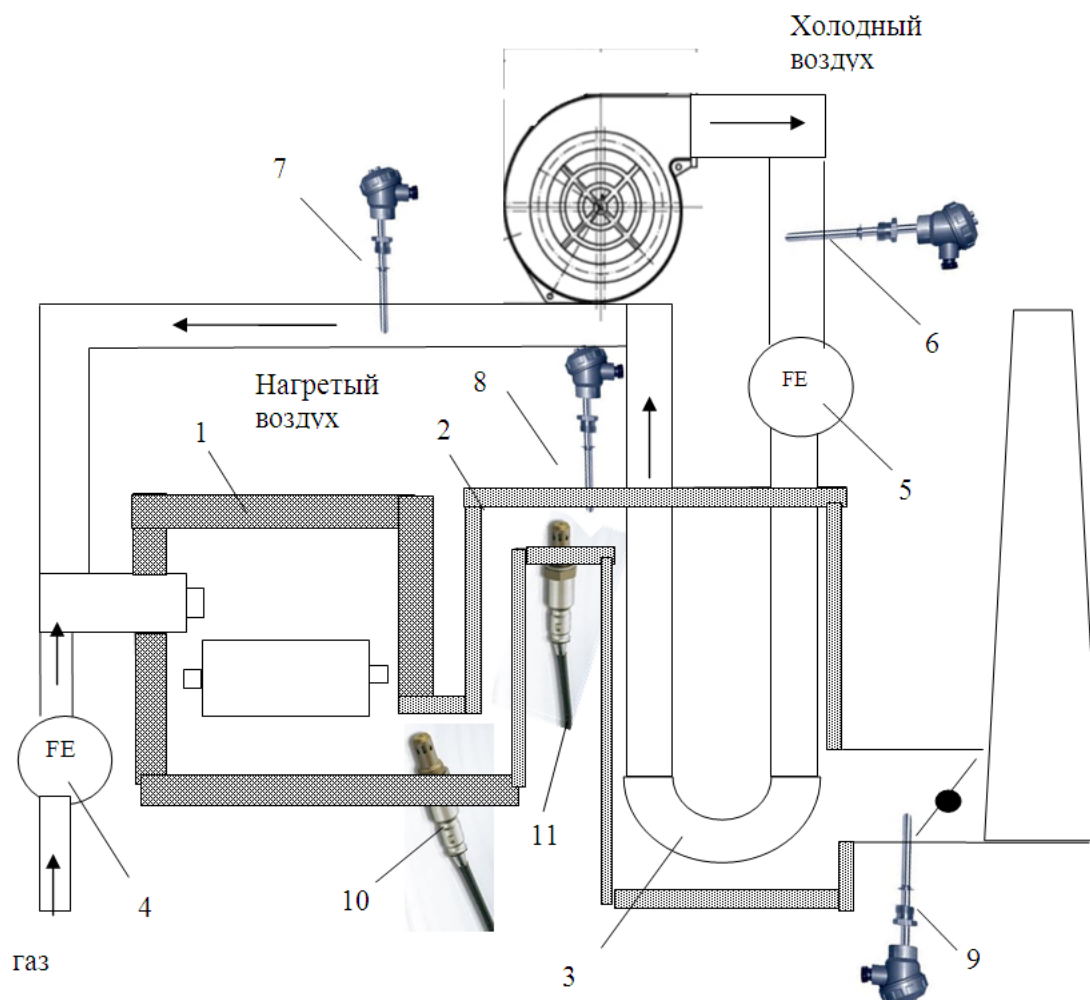


Рис.1. Схема сбора информации от первичных датчиков для системы диагностики процессов окисления в печи периодического действия:  
 1 – камера печи; 2 – участок газохода от камеры печи до рекуператора;  
 3 – рекуператор; 4, 5 – расходомеры по топливу и воздуху соответственно;  
 6, 7 – термопары для измерения температуры холодного и нагретого воздуха соответственно;  
 8, 9 – термопары для измерения температуры продуктов сгорания до и после рекуператора соответственно;  
 10, 11 – датчики концентрации кислорода в районе пламенного окна и перед рекуператором соответственно

Тогда система уравнений, решение которой на каждом временном шаге позволит определить искомые величины, может быть записана следующим образом:

$$\left\{ \begin{aligned} V_T \cdot v_{\text{пс}} + V_{\text{под}}^T + V_{\text{под}}^Г - V_{\text{ок}}^{O_2} &= \frac{V_B \cdot c_B \left( \frac{t_B^{\text{ВХ}} + t_B^{\text{ВЫХ}}}{2} \right) \cdot (t_B^{\text{ВЫХ}} - t_B^{\text{ВХ}})}{(t_{\text{пс}}^{\text{ВХ}} - t_{\text{пс}}^{\text{ВЫХ}}) \cdot \sum_{i=1}^n C_i^{\text{КОМ}} \cdot c_i^{\text{КОМ}} \left( \frac{t_{\text{пс}}^{\text{ВХ}} + t_{\text{пс}}^{\text{ВЫХ}}}{2} \right)}; \quad (1) \\ C_{O_2}^o &= \frac{V_T \cdot v_{\text{пс}} \cdot C_{O_2}^{\text{пс}} + V_{\text{под}}^T \cdot C_{O_2}^{\text{ва}} - V_{\text{ок}}^{O_2}}{V_T \cdot v_{\text{пс}} + V_{\text{под}}^T - V_{\text{ок}}^{O_2}}; \quad (2) \\ C_{O_2}^p &= \frac{V_T \cdot v_{\text{пс}} \cdot C_{O_2}^{\text{пс}} + V_{\text{под}}^T \cdot C_{O_2}^{\text{ва}} + V_{\text{под}}^Г \cdot C_{O_2}^{\text{ва}} - V_{\text{ок}}^{O_2}}{V_T \cdot v_{\text{пс}} + V_{\text{под}}^T + V_{\text{под}}^Г - V_{\text{ок}}^{O_2}}, \quad (3) \end{aligned} \right.$$

где  $c_B$  – теплоемкость воздуха, идущего на горение, Дж/(м<sup>3</sup>·К);  $C_i^{\text{КОМ}}$  – объемная концентрация  $i$ -го компонента газовой среды перед рекуператором;  $c_i^{\text{КОМ}}$  – теплоемкость  $i$ -го компонента газовой среды при средней температуре его пребывания в рекуператоре, Дж/(м<sup>3</sup>·К);  $C_{O_2}^{\text{пс}}$  – объемная концентрация кислорода в продуктах сгорания, определяемая на основании стандартных подходов теории горения топлива;  $C_{O_2}^{\text{ва}}$  – объемная концентрация кислорода в атмосферном воздухе;  $v_{\text{пс}}$  – удельный выход продуктов сгорания, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>.

Первое уравнение системы представляет собой выражение из теплового баланса идеализированного рекуператора, не имеющего потерь теплоты, а также перетоков воздуха и продуктов сгорания. Смысл этого уравнения заключается в том, что количество тепла, воспринятое воздухом, численно равно количеству тепла, отданному продуктами сгорания. Из данного теплового баланса определяется неизвестное значение полного расхода продуктов сгорания через рекуператор. Это значение формируется за счет соединения продуктов сгорания с воздухом, подсосанным в камеру печи и по газодамам до рекуператора и исключения объема кислорода, израсходованного на окисление металла.

Второе уравнение получено из рассмотрения баланса кислорода в районе пламенного окна, а третье – из баланса кислорода перед рекуператором.

Значения концентраций компонентов продуктов сгорания перед рекуператором для уравнения (1) определяются при помощи следующих выражений:

$$C_{CO_2}^{КОМ} = \frac{V_T \cdot v_{ПС} \cdot C_{CO_2}^{ПС}}{(V_T \cdot v_{ПС} + V_{ПОД}^T + V_{ПОД}^Г - V_{ОК}^{O_2})};$$

$$C_{H_2O}^{КОМ} = \frac{(V_T \cdot v_{ПС} \cdot C_{H_2O}^{ПС} + 0,00124 \cdot (V_{ПОД}^T + V_{ПОД}^Г) \cdot d_v)}{(V_T \cdot v_{ПС} + V_{ПОД}^T + V_{ПОД}^Г - V_{ОК}^{O_2})};$$

$$C_{O_2}^{КОМ} = \frac{(V_T \cdot v_{ПС} \cdot C_{O_2}^{ПС} + V_{ПОД}^T \cdot C_{O_2}^{ВА} + V_{ПОД}^Г \cdot C_{O_2}^{ВА} - V_{ОК}^{O_2})}{(V_T \cdot v_{ПС} + V_{ПОД}^T + V_{ПОД}^Г - V_{ОК}^{O_2})};$$

$$C_{N_2}^{КОМ} = \frac{(V_T \cdot v_{ПС} \cdot C_{N_2}^{ПС} + V_{ПОД}^T \cdot C_{N_2}^{ВА} + V_{ПОД}^Г \cdot C_{N_2}^{ВА})}{(V_T \cdot v_{ПС} + V_{ПОД}^T + V_{ПОД}^Г - V_{ОК}^{O_2})},$$

где  $d_v$  – абсолютное влагосодержание воздуха, г/м<sup>3</sup>;  $C_{CO_2}^{ПС}$ ,  $C_{H_2O}^{ПС}$ ,  $C_{O_2}^{ПС}$ ,  $C_{N_2}^{ПС}$  – объемные концентрации углекислоты, водяных паров, кислорода и азота в продуктах сгорания, определяемые на основании стандартных подходов теории горения топлива.

Решение системы уравнений (1 – 3) необходимо производить для исследуемого момента времени на основании текущих значений величин-аргументов. Для использования созданного компонента в отрыве от АСУ на ПК, находящейся под управлением обычной ОС, данная система элементарно решается при помощи стандартных вычислительных пакетов. Для режима работы в рамках АСУ составляется программный модуль, реализующий стандартные способы решения систем уравнений. Для рассматриваемой системы более удобными оказываются стандартные численные методы решения систем уравнений.

Иллюстрация использования модели проведена для следующих исходных данных: состав топлива 100-процентный метан, коэффициент расхода воздуха 1,15; текущий расход топлива 0,8 м<sup>3</sup>/с. Ввиду того, что графическая интерпретация результатов затруднена по причине большого количества аргументов, результаты диагностики для некоторых наборов исходных данных представлены в таблице 1.

Анализ полученных результатов показывает, что они не противоречат логике протекания процесса. Согласно расчетам процесса горения для заданных исходных данных концентрация кислорода в продуктах сгорания составляет 2,46 %. В примерах № 1 – 3 согласно показаниям датчика также задана концентрация 2,46 %, но, с другой стороны, уравнение (1) главной решающей системы показывает увеличение объема газообразной среды, в том числе и за счет подсоса воздуха в камеру печи. При этом определенные расходы кислорода на окисление практически соответствуют притоку кислорода в камеру печи с подсосанным воздухом (они несколько меньше, так как небольшая часть кислорода подсосанного воздуха должна быть добавлена к объ-



ему газов печной камеры, чтобы концентрация кислорода осталась неизменной при увеличении объемного расхода газов в камере печи).

Таблица 1

Иллюстрация использования компонента диагностики

№ численного эксперимента	Данные от датчиков				Результаты прогноза		
	$\Delta Q$ , МВт *	$\Delta t_{\text{пс}}$ , °С **	$C_{\text{O}_2}^o$ , %	$C_{\text{O}_2}^p$ , %	$V_{\text{под}}^T$ , м <sup>3</sup> /с	$V_{\text{под}}^Г$ , м <sup>3</sup> /с	$V_{\text{ок}}^{\text{O}_2}$ , м <sup>3</sup> /с
1	4,1	285	2,46	2,56	0,07	0,055	0,013
2	4,2	285	2,46	2,56	0,376	0,056	0,07
3	4,3	285	2,46	2,56	0,681	0,057	0,126
4	4,1	275	2,56	2,86	0,453	0,114	0,074
5	4,2	275	2,56	2,86	0,768	0,117	0,132
6	4,3	275	2,56	2,86	1,083	0,12	0,19
7	4,1	270	2,66	2,96	0,614	0,175	0,093
8	4,2	270	2,66	2,96	0,933	0,18	0,151
9	4,3	270	2,66	2,96	1,252	0,184	0,21
10	4,1	265	2,76	3,5	0,542	0,444	0,069
11	4,2	265	2,76	3,5	0,859	0,455	0,127
12	4,3	265	2,76	3,5	1,175	0,467	0,185

\*  $\Delta Q$  – тепловая мощность рекуператора;

\*\*  $\Delta t_{\text{пс}}$  – изменение температуры потока продуктов сгорания при прохождении через рекуператор.

Также результаты, получаемые при помощи созданного компонента диагностики, находятся в достаточной степени соответствия с реальными данными о расходовании воздуха на окисление и образовании окалины при высокотемпературной тепловой обработке стальных заготовок и изделий в печах.

Наличие текущих значений расхода воздуха, подсасываемого в топку  $V_{\text{под}}^T$ , позволяет с намного большей точностью проводить диагностику тепловой работы печи [7, 8], а информация о расходе воздуха, подсасываемого по газходам  $V_{\text{под}}^Г$ , необходима для анализа тепло-гидравлического состояния дымового тракта [8].

Величина текущего расхода воздуха на окисление  $V_{\text{ок}}^{\text{O}_2}$  дает прямое количественное представление о количестве металла, переведенного в окалину. Поскольку по своему составу слой окалины более, чем на 90 % состоит из вюстита  $\text{FeO}$ , то моментальное количество окисляемого металла может быть определено как:

$$m_{\text{ок}} = V_{\text{ок}}^{\text{O}_2} \cdot \rho_{\text{O}_2} \cdot K_c,$$

где  $\rho_{O_2} = 1,43$  – плотность кислорода н.ф.у., кг/м<sup>3</sup>;  $K_c = 3,5$  – коэффициент, характеризующий отношение атомных масс железа и кислорода.

На стадии отладки созданного компонента диагностики необходимо производить сравнение спрогнозированных потерь металла в окалину за весь период нагрева с разницей масс металла до тепловой обработки и после зачистки от окалины.

Поскольку при использовании разработанного компонента диагностики в режиме реального времени в тренде системы АСУ ТП накапливается информация об изменении во времени не только базовых величин, но и  $V_{\text{под}}^T(\tau)$ ,  $V_{\text{под}}^r(\tau)$ ,  $V_{\text{ок}}^{O_2}(\tau)$ ,  $m_{\text{ок}}(\tau)$ , то совместный анализ изменения базового набора величин и добавленного позволяет анализировать изменение состояния ограждающей конструкции печи, плотности газоходов, уточнять склонность различных марок стали к образованию окалины. Также открывается возможность проведения работ по поиску параметров тепловой обработки, при которых минимизируется образование окалины. Совместное рассмотрение созданного компонента диагностики с разработками типа [6] позволяет уточнять значения констант скорости для реакций окалинообразования.

### Выводы

Разработаны основы компонента диагностики процесса окисления металла и подсосов воздуха в камеру печи и по газоходам, исходными данными для которого являются тепловая нагрузка рекуператора, температуры продуктов сгорания до и после рекуператора, концентрации кислорода в районе пламенного окна и перед рекуператором, расход топлива и коэффициент расхода воздуха для его сжигания.

Целесообразным направлением использования разработанного компонента диагностики является работа в системе АСУ ТП в режиме реального времени и прогнозирование моментального образования окалины, накопление трендов и анализ изменения состояния во времени газоплотности печи и газоходов, а также поиск режимов, при которых окалинообразование может быть минимизировано.

### Список литературы

1. Кофстад П. Высокотемпературное окисление металлов : пер. с англ. / П. Кофстад. – М. : Мир, 1969. – 392с.
2. Архаров В. И. Окисление металлов при высоких температурах / В. И. Архаров. – Свердловск-М. : Metallurgizdat, 1945. – 171с.
3. Окисление металлов / Под ред. Ж.Бенара: Пер. с франц. – М.: Metallurgiya, 1969. – Т.2. – 447с.

4. Биркс Н. Введение в высокотемпературное окисление металлов: пер. с англ. / Н. Биркс, Дж. Майерс. – М. : Metallurgia, 1987. – 182с.

5. Ревун М. П. Интенсификация работы нагревательных печей / М. П. Ревун, В. И. Гранковский, А. Н. Байбуз. – К. : Техніка, 1987. – 136 с.: ил.–Библиогр.2 с. 133 –136.

6. Майстер Ф. Уменьшение образования окалины в нагревательных печах/ Ф. Майстер, Х. Эртель// Черные металлы. – 2007. – №2. – С. 44-48.

7. Бирюков А. Б. Диагностика нагревательных печей периодического действия на основании построения и анализа моментальных тепловых балансов / А. Б. Бирюков, Е. В. Новикова, Т. Г. Олешкевич, Е. Н. Андриенко, Т.Г. Беляева, М.А. Хибина // Промышленная теплотехника. – 2014. – т.36, №2. – С. 29-35.

8. Бирюков А. Б. Энергоэффективность и качество тепловой обработки материалов в печах: Монография / А. Б. Бирюков. – Донецк : Ноулидж (донецкое отделение), 2012. – 248 с.

*Рукопись поступила 15.10.2014 г.*

УДК 669.162:536.2

*Горбунов А.Д.* – д.т.н., профессор Днепродзержинский государственный технический университет (ДГТУ)

*Глущенко Е.Л.* – к.т.н., доцент, ДГТУ

## **УЧЁТ ПОТЕРЬ ТЕПЛОТЫ ПРИ РАСЧЁТЕ ДОМЕННОЙ ПЛАВКИ**

*Получены простые эмпирические зависимости для определения удельных тепловых потерь в доменной печи с охлаждающей водой, уходящими газами, в окружающую среду и при выпуске чугуна и шлака. Результаты расчёта показали, что все удельные потери тепла, кроме потерь в холодильниках, не зависят от производительности печи, также найдена закономерность влияния удельных тепловых потерь, а именно, максимальное влияние – на выпуске, а минимальное – с охлаждающей водой и в окружающую среду.*

*Ключевые слова: удельные тепловые потери, уходящие газы, доменная плавка, чугун, шлак, холодильники, кожух печи.*

### **Постановка проблемы**

В теории и практике доменной плавки учёт тепловых потерь при расчётах играет важную роль. От правильного определения тепловых потерь зависит и выбор наиболее эффективного режима работы печи.

### **Анализ последних достижений и публикаций**

При разработке математической модели и составлении теплового баланса доменной плавки методом, разработанным учёными Днепродзержинского государственного технического университета (А.И. Парфёновым [1]), теплоэнергетическим (А.В. Бородулиным [2]), Московского института стали и сплавов [3] и другими способами, необходимо определять потери теплоты доменной печи (ДП).

### **Постановка задачи и результаты исследования**

Как известно, тепловые потери ДП включают три составляющие: с охлаждающей водой в холодильниках ДП  $Q_x$ , с уходящим колошниковым газом  $Q_{yx}$ , а также потерей теплоты конвекцией и излучением от кожуха печи в окружающую среду  $Q_{o.c}$ .

Суммарный тепловой поток потерь можно найти из следующей зависимости:

$$Q = Q_x + Q_{yx} + Q_{o.c}, \text{ Вт.} \quad (1)$$

При составлении теплового баланса важно знать удельные потери теплоты  $q$  на 1 кг выплавляемого чугуна, которые можно получить путём деления теплового потока на производительность  $\Pi$  (Т/час) доменной печи, т.е.

$$q = \frac{Q}{\Pi}, \text{ кДж/т чугуна.} \quad (2)$$

В монографии [2] приведены обширные данные о потерях теплоты с охлаждающей водой в холодильниках доменных печей малого и среднего объёмов (табл. 1).

Таблица 1

Охлаждение доменных печей холодильниками

Показатели	Полезный объём печи $V, \text{ м}^3$							
	181	225	257	535	942	1000	1143	1300
Расход воды $V_v, \text{ м}^3/\text{ч}$	366	298	359	866	811	1241	1119	1230
Средний нагрев воды $\Delta t_{cp}, \text{ }^\circ\text{C}$	6,3	7,1	8,2	3,8	5,0	3,9	5,7	4,1
Потери тепла $Q, \text{ кВт}$	2689	2466	3434	3863	4707	5667	7411	5825
Производительность $\Pi, \text{ т/ч}$	46	49	52	75	109	114	125	138
Удельный расход воды $\mathcal{S} = V_v/\Pi, \text{ м}^3/\text{т чугуна}$	8,00	6,08	6,90	11,55	7,44	10,89	8,95	8,91
Удельный расход тепла $q = Q/\Pi, \text{ кДж/кг чугуна}$	210	181	238	185	155	179	213	152

Статистическая обработка этих данных позволила получить зависимость для расчёта тепловых потерь в холодильниках доменных печей больших объёмов (формула А.В. Бородулина) [2]:

$$Q_x = 3,9 + 0,069 \cdot \Pi, \text{ МВт.} \quad (4)$$

Определение производительности печи  $\Pi$  в первом приближении возможна на основе корреляционной зависимости производительности от полезного объема ДП, полученной нами на основе данных [4, с.177], приведенных в таблице 2.

$$\Pi(V) = \Pi_0 + A_v \cdot V = 8,5 + 0,02304 \cdot V, \text{ кг/с.} \quad (3)$$

Зависимость справедлива для печей с полезным объемом от  $V_1 = 1033 \text{ м}^3$  до  $V_2 = 5000 \text{ м}^3$ .

Таблица 2

Основные показатели работы доменных печей различного объёма

Показатели	Объём печи V, м <sup>3</sup>				
	1033	1719	2000	3200	5000
Производительность печи П, кг/с	32,3	33,5	54,6	86,9	127,4
Тепловые потери Q, МВт	12,8	25,6	11,6	16,3	29,0
Удельные потери тепла q = Q/П, кДж/кг чугуна	396	764	212	188	228
Температура колошниково- го газа t <sub>yx</sub> , °С	298	468	261	150	180

Разделив левую и правую части уравнения (4) на производительность печи П, (т/час), получим удельные тепловые потери с охлаждающей водой:

$$q_x = \frac{Q_x}{П} = 3,6 \cdot \left( 69 + \frac{3900}{П} \right), \frac{\text{кДж}}{\text{кг}}. \quad (5)$$

Далее рассмотрим вторую составляющую потерь теплоты с уходящим колошниковым газом.

Энтальпия газов, покидающих доменную печь с температурой t<sub>yx</sub> (°С), может быть вычислена по формуле:

$$Q_{yx} = V_{yx} \cdot C'_p \cdot t_{yx}, \text{ кВт}, \quad (6)$$

где  $V_{yx} = v_{к.г} \cdot П$ , м<sup>3</sup>/с – объёмный расход колошниково-го газа;  $C'_p \approx 1,5$  кДж/м<sup>3</sup>·К – объёмная изобарная теплоёмкость колошниково-го газа;  $v_{к.г} = \kappa_r \cdot v_d$  – удельный выход колошниково-го газа, м<sup>3</sup>/кг;  $\kappa_r$  – коэффициент, учитывающий увеличение количества горновых газов в результате физико-химических реакций по сравнению с расходом дутья, обычно полагают  $\kappa_r \approx 1,4$ ;  $v_d$  – удельный расход дутья, равный по данным [2] 0,80...2,13 м<sup>3</sup>/кг. Детальная методика вычисления  $v_d$  приведена в [1], упрощённая – в [5, стр. 39].

Удельный расход теплоты получим из уравнения (6) путём деления на производительность:

$$q_{yx} = A_y \cdot t_{yx}, \text{ кДж/кг}, \quad (7)$$

где  $A_y = C'_p \cdot v_{к.г} \approx 2,0...4,4$ ; t<sub>yx</sub> – температура колошниково-го газа, может изменяться в пределах 150...400 °С (см. табл. 1).

Таким образом, из уравнения (7) вытекает, что удельные потери с уходящими газами прямо не зависят от производительности (только косвенно, через  $v_d$ ) и могут существенно изменяться от 300 до 1800 кДж/кг в зависимости от величины t<sub>yx</sub>.

Потери теплоты в окружающую среду можно оценить двумя способами.

Первый по закону теплоотдачи, зная среднюю температуру поверхности кожуха печи  $t_k$ :

$$Q_{o.c.} = \alpha_{\Sigma} \cdot \Delta t \cdot F, \text{ Вт}, \quad (8)$$

где  $F$  – боковая поверхность кожуха печи,  $\text{м}^2$ ;  $\Delta t = (t_k - t_{o.c.})$  – температурный напор,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $t_{o.c.}$  – температура окружающей среды (воздуха),  $^{\circ}\text{C}$ ;  $\alpha_{\Sigma}$  – суммарный коэффициент теплоотдачи конвекцией и излучением,  $\text{Вт}/\text{м}^2 \cdot \text{K}$ , равный согласно [6]:

$$\alpha_{\Sigma} = 16,04 + 0,2821 \cdot t_{o.c.} - 0,02370 \cdot \Delta t + 1,499 \cdot 10^{-4} \cdot \Delta t^2, \text{ Вт}/\text{м}^2 \cdot \text{K}. \quad (9)$$

Или с учётом наличия скорости ветра  $W$  (м/с):

$$\alpha_W = 5 + 10 \cdot \sqrt{W}. \quad (10)$$

Второй по уравнению теплопередачи через футеровку ДП при известной средней температуре газов  $t_r$  внутри печи:

$$Q_{o.c.} = K(t_r - t_{o.c.}) \cdot F,$$

где  $K = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta_{\varphi}}{\lambda_{\varphi}} + \frac{1}{\alpha_{\Sigma}}}$  — коэффициент теплопередачи,  $\text{Вт}/\text{м}^2 \cdot \text{K}$ .

Обычно принимают  $K \approx 1$ , а  $t_r \approx 820$  и  $t_{o.c.} = 20$   $^{\circ}\text{C}$ , тогда  $Q_{o.c.} \approx 800 \cdot F$ .

Если принять, что производительность пропорциональна полезному объёму печи  $\Pi \approx A_v \cdot V$ , и, ввести известное понятие приведенного радиуса  $R_{\text{пр}} = \frac{V}{F} \cong \frac{D}{4}$ , то удельные потери можно определять по зависимостям:

$$q_{o.c.} = \frac{Q_{o.c.}}{\Pi} = q_{o.c.} = A_1 \cdot (t_k - t_{o.c.}) = q_{o.c.} = A_2(t_r - t_{o.c.}), \quad (11)$$

где  $A_1 = \frac{\alpha_{\Sigma}}{A_v \cdot R_{\text{пр}}}$  или  $A_2 = \frac{K}{A_v \cdot R_{\text{пр}}}$ ;  $D = \sqrt{\frac{4V}{\pi H}}$  – эквивалентный диаметр печи, м;  $H$  – высота печи, м.

На основании статистической обработки данных о геометрических характеристиках доменных печей (табл. 3) [2, стр. 213] получены степенная зависимость:

$$R_{\text{пр}} = 0,086 \cdot V^{0,43}. \quad (12)$$

Погрешность определения приведенного радиуса по формуле (12) не превышает 2 %.

Таблица 3

Основные геометрические характеристики доменных печей

Объем печи $V, \text{ м}^3$	Высота $H, \text{ м}$	Диаметр горна $D_{\text{Г}}, \text{ м}$	Эквивалентный диаметр $D, \text{ м}$	$R_{\text{пр}} = \frac{D}{4}, \text{ м}$
842	26,9	6,2	6,3	1,58
1300	27,4	8,0	7,8	1,94
3000	32,2	11,6	10,9	2,72
3200	32,2	12,0	11,2	2,81
5000	33,5	14,7	13,8	3,45
5580	34,8	15,1	14,2	3,57

Ниже в таблице 4 представлены результаты расчета удельных потерь теплоты для ДП с объемом  $V = 2000 \text{ м}^3$  Череповецкого металлургического комбината (ЧерМК). Предварительными расчётами по методике А. И. Парфенова [1] было определено: производительность печи  $\Pi = 3600 \text{ т/сут.} = 150 \text{ т/ч}$ , удельный расход дутья  $\nu_{\text{д}} = 1,288 \text{ м}^3/\text{кг}$ , температура колошникового газа  $t_{\text{yx}} = 273 \text{ }^\circ\text{С}$ .

Таблица 4

Результаты расчёта удельных потерь теплоты ДП с объемом  $V=2000 \text{ м}^3$

Удельные потери теплоты	кДж/кг	%
$q_{\text{x}}$	342	29,3
$q_{\text{yx}}$	738	63,2
$q_{\text{о.с}}$	87	7,5
$q_{\Sigma}$	1167	100

Таким образом, максимальные удельные потери тепла приходятся на потери с уходящим колошниковым газом (более 66 %), а минимальные (менее 10 %) – от корпуса печи. Полученные результаты хорошо согласуются с рекомендациями А.Н. Рамма [5] по выбору удельных тепловых потерь ДП  $q_{\Sigma} = 1000 \text{ кДж/кг}$ .

Теплота с чугуном и шлаком на выпуске  $Q_{\text{в}}$  должна быть учтена при составлении теплового баланса плавки. Энтальпию выпускаемого чугуна и шлака можно определить по зависимости:

$$Q_{\text{в}} = h_{\text{в}} \cdot \Pi = (g_{\text{ш}} \cdot C_{\text{ш}} + C_{\text{ч}}) \cdot t_{\text{в}} \cdot \Pi, \text{ кВт}$$

или удельные значения:

$$q_{\text{в}} = \frac{Q_{\text{в}}}{\Pi} = (g_{\text{ш}} \cdot C_{\text{ш}} + C_{\text{ч}}) \cdot t_{\text{в}}, \text{ кДж/кг}, \quad (13)$$

где  $t_{\text{в}}$  – среднемассовая температура материалов при выпуске из доменной печи, обычно  $t_{\text{в}} \approx 1450 \dots 1500 \text{ }^\circ\text{С}$ ;  $g_{\text{ш}}$  – массовая доля шлака в чугуне, кг шлака/кг чугуна; колеблется в пределах  $0,3 \dots 0,7$ ;



$C_{\text{ш}} \approx 0,7 \dots 1,2$  кДж/кг·К – массовая теплоёмкость шлака;  
 $C_{\text{ч}} \approx 0,45 \dots 0,55$  кДж/кг·К – массовая теплоёмкость чугуна.

Расчёт по уравнению (13) показывает, что средняя удельная теплота с выпуском шлака и чугуна достигает значений 1500 кДж/кг и может превышать суммарные потери теплоты.

### Выводы

1. Получены простые эмпирические зависимости для определения удельных тепловых потерь в доменной печи с охлаждающей водой, уходящими газами, в окружающую среду и при выпуске чугуна и шлака.

2. Все удельные потери теплоты, кроме потерь в холодильниках, прямо не зависят от производительности печи.

3. По величине удельные значения статей теплового баланса следуют в таком порядке: на выпуске чугуна и шлака, потери с колошниковым уходящим газом, потери с охлаждающей водой и потери в окружающую среду.

### Список литературы

1. Парфёнов А.И., Мусяенко К.А., Горбунов А.Д., Глущенко Е.Л. Определение показателей и параметров доменной плавки расчётно-аналитическим способом // Теория и практика металлургии. – 2005. – № 3 (47). – С. 3-7.

2. Бородулин А.В., Горбунов А.Д., Романенко В.И., Орёл Г.И. Домна в энергетическом измерении. – Кривой Рог: КМК, 2004. – 436 с.

3. Учёт потерь тепла в математической модели доменного процесса / И.Ф. Курунов, Л. Сумайну, Л.А. Фурсова // Изв. вузов. Чёрная металлургия. – 1991. - № 7. – С. 105.

4. Теплообмен и тепловые режимы в промышленных печах / Ю.И. Розенгарт, Б.Б. Потапов, В.М. Ольшанский, А.В. Бородулин. – Киев, Донецк: Вища школа. – 1986. – 296 с.

5. Рамм А.Н. Сборник задач по металлургии чугуна. – Л.: ЛПИ, 1974. – 68 с.

6. Горбунов А.Д., Глущенко Е.Л. Математическое моделирование тепловых и газодинамических режимов доменной плавки: монография. – Днепропетровск: ДГТУ, 2011. – 318 с.

*Рукопись поступила 21.08.2014 г.*

УДК 536.2

**Горбунов А.Д.** – д.т.н., профессор, Днепродзержинский государственный технический университет (ДГТУ)

**Трикило А.И.** – к.т.н., доцент, ДГТУ

**Уклеина С.В.** – аспирант, ДГТУ

## АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУР И ТЕРМИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЯХ II РОДА

*Разработана инженерная методика аналитического расчета времени инерционного периода в линейных задачах нагрева (охлаждения) тел правильной геометрической формы при граничных условиях II рода. Получены достаточно простые, точные и приближенные формулы для расчетов полей температур и термических напряжений на начальной и квазистационарной стадиях.*

*Ключевые слова: нагрев (охлаждение), тела простой формы, граничные условия II рода, время инерционного периода, температурные напряжения.*

**Анализ публикаций.** К настоящему времени существует достаточно много точных [1] и приближенных методик [2...4] расчета процессов нагрева (охлаждения) тел на начальной стадии, однако, например, в [1, 2] нет зависимостей по определению времени инерционного периода, а в [3, 4] – по расчету среднемассовых температур, без знания которых невозможно определить термические напряжения.

**Постановка задачи.** Математическая постановка задачи симметричного нагрева (охлаждения) тел простой геометрической формы от начальной температуры  $T_0$  до  $T_c$  имеет вид (см. рис. 1):

$$\frac{\partial \theta(X, Fo)}{\partial Fo} = \frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2} + \frac{k-1}{X} \frac{\partial \theta}{\partial X}; \quad (1)$$

$$\theta(X, 0) = \theta_0 \equiv 0; \quad (2)$$

$$\frac{\partial \theta(0, Fo)}{\partial X} = 0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial \theta(1, Fo)}{\partial X} = Q(Fo), \quad (4)$$

где  $\theta = 1 - \vartheta = (T(x, \tau) - T_0) / \Delta T_H$  – относительная температура при нагреве;  $\vartheta$  – при охлаждении;  $\Delta T_H = (T_c - T_0)$  – максимально возможный перепад

температур, °С;  $\theta_{\text{п}}(Fo) = \theta(1, Fo)$  – относительная температура на поверхности;  $X = x/R_0$ ;  $R_0$  – характерный размер тела, м;  $Fo = a\tau/R_0^2$  – число Фурье;  $k$  – фактор геометрической формы, равный 1, 2, 3 соответственно для пластины, цилиндра и шара.

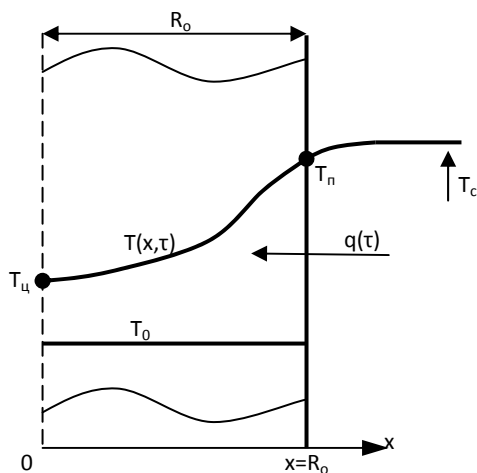


Рис. 1. К постановке задачи теплопроводности

При рассмотрении инерционной (начальной) стадии, когда процессу нагрева (охлаждения) подвержены только тонкие поверхностные слои массивного тела, последнее можно считать полубесконечным плоским телом, перенести начало координат на поверхность (см. рис. 2) и ввести известное [3] понятие о толщине термического (прогретого) слоя переменной толщины  $\delta(\tau)$ . Считается, что при  $x \geq \delta(\tau)$  температура в этих точках отличается не более, чем на  $\varepsilon_{\text{п}} = 5\%$  от первоначальной  $T_0$ , где  $\varepsilon_{\text{п}}$  можно трактовать как степень прогрева центра тела.

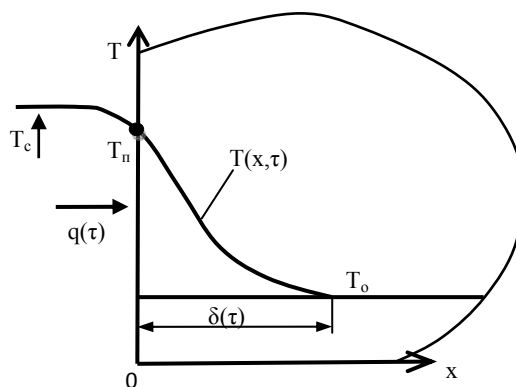


Рис. 2. Схема начальной стадии нагрева

Чаще всего, для большинства задач реализуется так называемый «корневой» закон изменения термического слоя во времени  $\delta(\tau) = 2u_0\sqrt{a\tau}$  или в безразмерном виде:

$$S(\text{Fo}) = \frac{\delta(\tau)}{R_0} = 2u_0\sqrt{\text{Fo}}, \quad (5)$$

где  $a$  – коэффициент температуропроводности,  $\text{м}^2/\text{с}$ ,  $u_0$  – постоянная величина, существенно зависящая от геометрии тела и вида граничного условия (4).

**Решение задачи.** В этом случае под тепловым потоком в граничном условии (4) понимается критерий Кирпичева  $Q = \text{Ki} = q \cdot R_0 / (\lambda \Delta T_{\text{H}})$ .

1) Приближенная методика Ю.С. Постольника.

Согласно [3] закон продвижения термического слоя имеет вид:

$$S(\text{Fo}) = \sqrt{6k\tilde{\text{Fo}}}$$

Время инерционного периода  $\text{Fo}_1$  находится из условия достижения теплового возмущения центральных точек тела, т.е. из условия  $\delta(\tau_1) = R_0$  или  $S(\text{Fo}_1) = 1$ . Тогда из последнего уравнения получим:

$$\tilde{\text{Fo}}_1 = 1/6k, \quad (6)$$

где  $\tilde{\text{Fo}}_1 = \frac{1}{Q(\text{Fo}_1)} \int_0^{\text{Fo}_1} Q(\eta) d\eta$  – модифицированное число Фурье при граничных условиях II рода. Если тепловой поток постоянен, оно превращается в обычное число Фурье:

$$\text{Fo}_1 = 1/6k. \quad (7)$$

2) Метод мгновенного регулярного режима Э.М. Гольдфарба.

В монографии [2] указанным методом был получен «корневой» закон (5), в котором постоянная  $u_0 = 1/(2\sqrt{\text{Fo}_1}) = \sqrt{K_4/4}$  и время инерционного периода при постоянном тепловом потоке:

$$\text{Fo}_1 = 1/K_4, \quad (8)$$

где  $K_4 = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 = 2 \cdot (k+2)$ ;  $K_1 = k$ ;  $K_2 = 2$  – коэффициент усреднения теплового потока;  $K_3 = (k+2)/k$  – коэффициент усреднения температур. Подробности расчета  $K_2$  и  $K_3$  см. в [2,6].

3) Авторская методика.

Точное решение [1] при  $Q = \text{const}$  в квазистационарной стадии регулярного режима нагрева (РРН) ( $\text{Fo} > 0,3$ ) имеет вид.

Модифицированная температура в любой точке:

$$V(X, Fo) = kFo - (gk - X^2)/2, \quad (9)$$

где  $V = \theta/Q$ ;  $g = 1/(k+2)$ .

Полагая в (9) последовательно  $X = 0$  и  $X = 1$ , получим температуру в центре

$$V_{\text{ц}}(Fo) = V_{\text{ср}}(Fo) - gk/2 \quad (10)$$

и на поверхности

$$V_{\text{п}}(Fo) = V_{\text{ср}}(Fo) + g, \quad (11)$$

где средняя температура:

$$V_{\text{ср}}(Fo) = kFo. \quad (12)$$

Время инерционного периода найдем из естественного условия непревышения температуры в центре степени прогрева  $\varepsilon_{\text{п}}$ , т. е. из условия:

$$V_{\text{ц}}(Fo_1) \leq \varepsilon_{\text{п}} \approx 0. \quad (13)$$

Тогда, из уравнения (10) с учетом (13), получим  $Fo_1 = g/2$ , что полностью совпадает с формулой Гольдфарба (8).

Получим решение в случае меняющегося во времени теплового потока  $Q(Fo)$ . Зададимся параболическим (от центра к поверхности) распределением температур в виде:

$$\theta(X, Fo) = \theta_{\text{п}}(Fo) - Q(Fo)(1 - X^2)/2, \quad (14)$$

где температура поверхности по аналогии с (11)

$$\theta_{\text{п}}(Fo) = \theta_{\text{ср}}(Fo) + g \cdot Q(Fo); \quad (15)$$

$\theta_{\text{ср}}(Fo) = k \int_0^{Fo} Q(\eta) d\eta$  – среднемассовая температура. Температуру в центре

получим из (14) при  $X = 0$ :

$$\theta_{\text{ц}}(Fo) = \theta_{\text{п}}(Fo) - Q(Fo)/2. \quad (16)$$

Время инерционного периода найдем, как и при получении уравнения (13), из условия  $\theta_{\text{ц}}(Fo_1) \leq \varepsilon_{\text{п}} \approx 0$ . Тогда время прогрева:

$$\tilde{Fo}_1 = \frac{1}{2(k+2)}. \quad (17)$$

Следует отметить, что левая часть уравнения (17) совпадает с приближенным решением (6) Ю.С. Постольника, а правая с уравнением (8) Э.М. Гольдфарба.

Найдем  $Fo_1$  для двух характерных случаев изменения теплового потока во времени, рассмотренных в [4].

Пусть  $Q$  меняется по степенному закону:

$$Q(Fo) = Q_0 \cdot Fo^n. \quad (18)$$

Тогда модифицированное число Фурье:

$$\tilde{Fo}_1 = \frac{1}{Q_0 \cdot Fo_1^n} \int_0^{Fo} Q_0 \eta^n d\eta = \frac{Fo_1}{n+1}$$

и окончательно из (17)

$$Fo_1 = \frac{n+1}{2(k+2)}. \quad (19)$$

Изменение  $Q$  по экспоненциальному закону:

$$Q(Fo) = Q_0 \cdot e^{aFo}. \quad (20)$$

Тогда  $\tilde{Fo} = \frac{e^{aFo} - 1}{ae^{aFo}}$  и окончательно:

$$Fo_1 = -\frac{1}{a} \ln \left( 1 - \frac{a}{2(k+2)} \right). \quad (21)$$

Уравнения (9)...(16) хорошо описывают квазистационарную стадию нагрева. Для расчетов начальной стадии воспользуемся решениями [1], полученными операционным методом.

#### Для неограниченной пластины

Температура, в зависимости от координаты, имеет вид:

$$V(X, Fo) = 2\sqrt{Fo} \left[ \sum_{n=1}^{\infty} \text{ierfc} \left( \frac{(2n-1) - X}{2\sqrt{Fo}} \right) + \text{ierfc} \left( \frac{(2n-1) + X}{2\sqrt{Fo}} \right) \right]. \quad (22)$$

Температура в центре из (22) при  $X = 0$ :

$$V_{\text{ц}}(Fo) \approx 4\sqrt{Fo} \cdot \text{ierfc} \left( \frac{1}{2\sqrt{Fo}} \right) \approx 4pFo\sqrt{Fo} \exp \left( -\frac{1}{4Fo} \right) \quad (23)$$

и на поверхности ( $X = 1$ ):

$$V_{\text{п}}(Fo) \approx p\sqrt{Fo} + \varepsilon_2(Fo), \quad (24)$$

или приближенно, но упрощенно:

$$V_{\text{п}}(Fo) \approx p\sqrt{Fo}, \quad (25)$$

где  $\varepsilon_2(Fo) = pFo\sqrt{Fo} \cdot \exp(-1/Fo)$ ;  $p = 2/\sqrt{\pi}$ ;  $\text{ierfc}x = e^{-x^2}/\sqrt{\pi} - \text{erfc}x$ ;  $\text{erfc}x = 1 - \text{erf}x$ .

В случае полубесконечного плоского тела

$$\theta(X, Fo) = 2y \cdot \text{ierfc}\left(\frac{X}{2\sqrt{Fo}}\right), \quad (26)$$

где  $y = Ki\sqrt{Fo} \equiv Ti$  – модифицированное время, возникающее при рассмотрении начальной стадии, которое А.В. Лыков предложил назвать числом Тихонова.

Для цилиндра:

$$V(X, Fo) \approx 2\sqrt{\frac{Fo}{X}} \cdot \text{ierfc}\frac{1-X}{2\sqrt{Fo}} + \frac{(1+3X)Fo}{2X\sqrt{X}} \cdot i^2 \text{erfc}\frac{1-X}{2\sqrt{Fo}} + \dots \quad (27)$$

Температура на поверхности:

$$V_{\Pi}(Fo) \approx p\sqrt{Fo} + Fo/2. \quad (28)$$

Для шара:

$$V(X, Fo) \approx \frac{1}{X} \left[ \exp\left(Fo + 1 - \frac{1}{X}\right) \cdot \text{ierfc}\left(\frac{1-X}{2\sqrt{Fo}}\right) - \text{ierfc}\frac{1+X}{2\sqrt{Fo}} \right]. \quad (29)$$

Температура в центре:

$$V_{\Pi}(Fo) \approx 2\exp(Fo - 1) \cdot \text{erfc}\left(\frac{1}{2\sqrt{Fo}} - \sqrt{Fo}\right) \quad (30)$$

и на поверхности ( $X=1$ ):

$$V_{\Pi}(Fo) \approx \varphi(\tilde{y}) - 1,$$

или после разложения спецфункций в ряд при больших аргументах:

$$V_{\Pi}(Fo) \approx p\sqrt{Fo} + Fo, \quad (31)$$

где  $\varphi(x) = e^{x^2} \cdot \text{erfc}x$ ;  $\tilde{y} = -\sqrt{Fo}$ .

Обобщая уравнения (25), (28) и (31), получим объединенную формулу для расчета температуры поверхности тел на начальной стадии:

$$V_{\Pi}(Fo) \approx p\sqrt{Fo} + (k-1) \cdot Fo/2. \quad (32)$$

Из условия равенства производных по времени температур поверхности из уравнения (11)  $\dot{V} = k$  и из (32) получим время:

$$Fo_2 = \left(\frac{p}{k+1}\right)^2. \quad (33)$$

Под числом Фурье  $Fo_2$  понимается время, до которого еще можно пользоваться формулами начальной стадии (НС), хотя обычно считается, что время НС находится в пределах  $0 \leq Fo \leq Fo_1$ .

Расчет температур на начальной стадии требует использования специальных функций. С целью упрощения расчетов была сделана аппроксимация температур в центральных точках тела кубической параболой:

$$V_{ц}(Fo) \cong K_{ц} \cdot Fo^3, \quad (34)$$

где  $K_{ц} = \varepsilon_{п} / (2Fo_1^3)$ .

На рис. 3 приведена графическая иллюстрация рассмотрения двух периодов нагрева пластины.

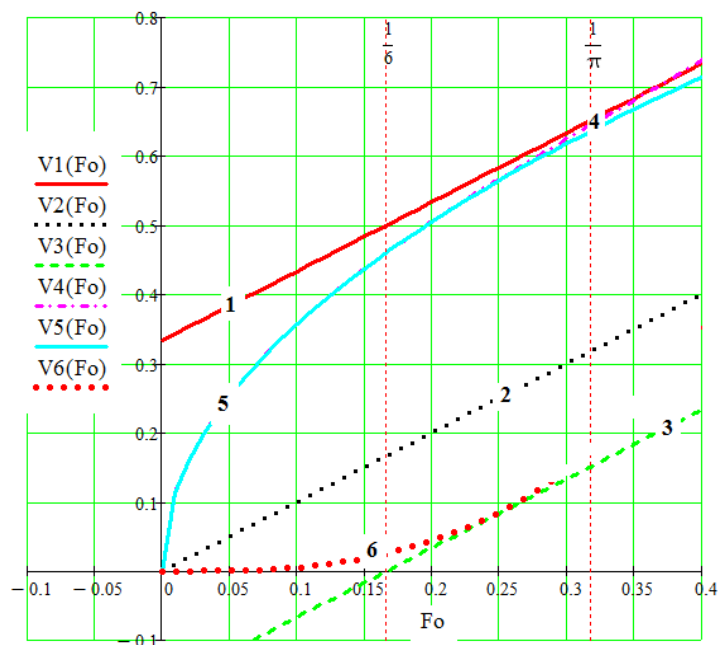


Рис. 3. Температурная диаграмма нагрева пластины постоянным тепловым потоком

При построении графика  $V1$  соответствует расчету по формуле (11),  $V2$  – по (12),  $V3$  – (10),  $V4$  – (24),  $V5$  – (25),  $V6$  – (34). Вертикальные линии соответствуют времени  $Fo_1 = 1/6$  и  $Fo_2 = 1/\pi$  согласно уравнениям (8) и (33).

Рассмотрим еще один способ расчета времени инерционного периода. Положим в уравнении (26)  $\theta = \varepsilon_{п}$  и  $X = S(Fo) = 2u_0\sqrt{Fo}$ . Тогда будем иметь трансцендентное уравнение для определения постоянной  $u_0$ :

$$\varepsilon_n = 2y \cdot \text{ierfc } u_0, \quad (35)$$



которое свидетельствует о том, что в данном случае постоянная  $u_0$  зависит от времени  $Fo$ . Интересно отметить, что при выводе формулы (8) Э.М. Гольдфарб [2] использовал корневой закон (5) при  $u_0 = \sqrt{1+k/2} = \text{const}$ . В таблице 1 приведены результаты численного расчета уравнения (35) при различных степенях прогрева. Там же представлены данные о величине времени иррегулярного периода, которое получим из  $u_0 = 1/(2\sqrt{Fo_1})$ , разрешенного относительно  $Fo_1 = 1/(4u_0^2)$ .

Таблица 1

Зависимость  $u_0$  и времени  $Fo_1$  от степени прогрева и числа Тихонова при нагреве плоского полубусконечного тела постоянным тепловым потоком

Число Тихонова $y = Ki\sqrt{Fo}$	$\varepsilon = 1\%$		$\varepsilon = 5\%$	
	$u_0$	$Fo_1$	$u_0$	$Fo_1$
0,1	1,002	0,249	0,404	1,534
0,5	1,462	0,117	1,002	0,249
1,0	1,635	0,094	1,212	0,170
5,0	1,995	0,063	1,635	0,094
10,0	2,137	0,055	1,796	0,077

Осевые термические напряжения согласно [5].

В любой точке тела:

$$\tilde{\sigma}(X, Fo) = \theta_{cp}(Fo) - \theta(X, Fo), \quad (36)$$

на поверхности из (36) при  $X = 1$ :

$$\tilde{\sigma}_n(Fo) = \theta_{cp}(Fo) - \theta_n(Fo) \quad (37)$$

и в центре ( $X = 0$ ):

$$\tilde{\sigma}_c(Fo) = \theta_{cp}(Fo) - \theta_c(Fo). \quad (38)$$

Решая совместно соотношения (37) и (38), получим уравнение связи между термонапряжениями:

$$\tilde{\sigma}_n(Fo) = \tilde{\sigma}_c(Fo) - \Delta\theta(Fo), \quad (39)$$

где  $\Delta\theta(Fo) = \theta_n(Fo) - \theta_c(Fo)$  – температурная разность.

Рассмотрим последовательно термонапряжения на начальной стадии ( $Fo < Fo_1$ ) и квазистационарной ( $Fo \geq Fo_1$ ).

Начальная стадия. С учетом формул (32) и (34) уравнения (37), (38) примут вид:

$$\tilde{\sigma}_n(Fo) = k \int_0^{Fo} Q(\eta) d\eta - (py + (k-1)Q \cdot Fo/2), \quad (40)$$

$$\tilde{\sigma}_{\text{ц}}(Fo) = \theta_{\text{ср}}(Fo) - Q \cdot K_{\text{ц}} \cdot Fo^3. \quad (41)$$

Квазистационарная стадия. Теперь учтем формулы (9)...(12). Тогда термические напряжения на поверхности:

$$\tilde{\sigma}_{\text{п}}(Fo) = \theta_{\text{ср}} - (\theta_{\text{ср}} + gQ) = -gQ(Fo) \quad (42)$$

и в центре:

$$\tilde{\sigma}_{\text{ц}}(Fo) = K_A \cdot Q(Fo), \quad (43)$$

где  $K_A = gk/2$ .

На практике технологов часто интересует вопрос – насколько термические напряжения на поверхности тела больше, чем в его середине. Обозначим их отношение  $R = \sigma_{\text{п}}/\sigma_{\text{ц}}$ . Наиболее просто  $R$  можно найти в рассматриваемой стадии РРН. Деля уравнение (42) на (43), получим:

$$R = -g/K_A = -2/k = \text{const}. \quad (44)$$

В начальной стадии, например, при  $Q = \text{const}$ , величина

$$R = 1 - pQ/(k\sqrt{Fo}), \quad (45)$$

существенно изменяется во времени.

С учетом (44) уравнение связи (39) можно преобразовать к виду:

$$\tilde{\sigma}_{\text{п}}(Fo) = -K_{\sigma} \cdot \Delta\theta(Fo), \quad (46)$$

где  $K_{\sigma} = R/(R-1) = 2/(k+2)$ . Так как  $\Delta\theta(Fo) = Q(Fo)/2$ , то уравнение (46) тождественно (42).

Следует отметить, что полученное соотношение (46) при  $k = 1$  и  $k = 2$  полностью совпадает с формулами Н.Ю. Тайца [7].

Окончательно размерные термические напряжения:

$$\sigma(Fo) = \tilde{\sigma}(Fo) \cdot \sigma_0, \text{ Па}, \quad (47)$$

где  $\sigma_0 = \beta E \Delta T_{\text{н}} / (1-\nu)$  – максимально возможные термические напряжения, Па;  $\beta$  – линейный коэффициент термического расширения,  $1/\text{К}$ ;  $E$  – модуль упругости, Па;  $\nu$  – коэффициент Пуассона.

## Выводы

1. Предложена методика аналитического расчета времени инерционного периода в линейных задачах нагрева (охлаждения) тел правильной геометрической формы при граничных условиях II рода.

2. Получены точные и приближенные формулы для расчетов полей температур и термических напряжений на начальной и квазистационарных стадиях.

### Список литературы

1. Лыков А. В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 600 с.
2. Гольдфарб Э. М. Теплотехника металлургических процессов. – М.: Металлургия, 1967. – 439 с.
3. Постольник Ю. С. Приближённые методы исследования в термомеханике. – К. –Донецк: Высшая школа, 1984. – 158 с.
4. Горбунов А. Д., Уклеина С. В. Аналитический расчет процессов нагрева тел на начальной стадии // Математическое моделирование - Днепродзержинск: ДГТУ, 2008. – № 1 (18). – С. 29–33.
5. Горбунов А. Д. К аналитическому расчету термических напряжений при конвективном нагреве тел простой формы // Математическое моделирование – Днепродзержинск: ДГТУ, 2014, № 1(31). – С.39–45.
6. Горбунов А. Д., Свинолобов Н. П. К расчету коэффициентов усреднения температуры и тепловых потоков / Металлургическая теплотехника. Сборник научных трудов НМетАУ. Том 10. Днепрпетровск: НМетАУ, 2004. – С.195-206.
7. Тайц Н.Ю. Технология нагрева стали. – М.: Металлургиздат, 1950. – 151 с.

*Рукопись поступила 05.10.2014 г.*

УДК 621.1.016.4

**Ерёмин А.О.** – д.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

## **ВЛИЯНИЕ КОЛЕБАНИЙ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОДОГРЕВА ВОЗДУХА В РЕГЕНЕРАТОРАХ НА РАВНОМЕРНОСТЬ НАГРЕВА МЕТАЛЛА**

*В работе приведены результаты исследования влияния периодически изменяющейся температуры подогрева воздуха в регенераторах на равномерность температурного поля и качество нагрева металла в нагревательных печах. Разработана конструкция горелки и теплотехнический режим нагревательного колодца с шариковыми регенераторами, обеспечивающие объёмное сжигание топлива и равномерный нагрев крупнотоннажных слитков. С помощью математического моделирования подтверждено высокое качество нагрева металла и достижение заданной производительности печи в условиях периодически изменяющейся температуры подогрева воздуха в регенераторах.*

*Ключевые слова: рециркуляция, импульс, колебания температуры подогрева воздуха, объёмное сжигание, равномерность температурного поля.*

### **Введение**

Нагревательные печи металлургии и машиностроения являются одними из крупнейших потребителей топливно-энергетических ресурсов в Украине. Исследования показывают, что удельные расходы топлива в печах отечественных промышленных предприятий значительно выше, чем этот же показатель в развитых странах. Количество вредных выбросов в атмосферу также зависит от эффективности работы печей. Применение современных теплотехнических решений, внедрение рациональных режимов нагрева, приближение удельного расхода топлива в нагревательных печах к научно-обоснованным показателям в значительной мере определяют конкурентоспособность продукции, уровень производства и соответствие теплотехнических агрегатов передовым требованиям.

В настоящее время широкое распространение получают высокоэффективные теплоутилизаторы – малогабаритные регенераторы с насадкой, имеющей высокоразвитую поверхность теплообмена. С помощью таких современных регенераторов возможно утилизировать до 90 % теплоты уходящих из печи дымовых газов, подогреть воздух го-

рения до 900 – 1000 °С и существенно снизить расход топлива в нагревательных топливных печах. Высокотемпературный подогрев воздуха изменяет характер возгорания и горения топлива, позволяя его сжигать в любом соотношении с окислителем. Однако такой подогрев воздуха существенно повышает температуру горения и создаёт предпосылки для неравномерности температурного поля в печи. Распределённое тепловыделение в нагревательных печах с высокотемпературным подогревом воздуха можно организовать с помощью объёмного сжигания топлива, организованного за счёт управления процессом его сжигания и движения печных газов. Принцип организации распределённого объёмного сжигания топлива в нагревательных печах, оборудованных высокоэффективными регенераторами, представлен в патенте [1].

Важное значение для обеспечения стандартного и равномерного температурного поля в нагревательных печах имеет рециркуляция печных газов [2]. Наряду с крупномасштабной внутренней и мелко-масштабной рециркуляцией дыма в печи на равномерность температурного поля влияет периодическое изменение температуры подогрева воздуха и направления движения печных газов в печах, оборудованных регенераторами. В работе приведены результаты исследований влияния колебаний температуры подогрева воздуха в современных регенераторах и реверса печных газов на температурное поле в регенеративной рециркуляционной печи.

### Исследования температурного поля в печах

Характерной особенностью подогрева воздуха в регенеративных теплообменниках является нестационарность температурного поля в насадке регенераторов, изменение во времени температуры подогреваемого воздуха и уходящего из теплообменника дыма. Температура в любой точке регенератора является функцией времени и координаты  $\frac{\partial t}{\partial \tau} \neq 0$ ;  $\frac{\partial t}{\partial x} \neq 0$ ;  $\frac{\partial t}{\partial y} \neq 0$ ;  $\frac{\partial t}{\partial z} \neq 0$ . Нестационарность температурного поля приводит к периодическому изменению во времени объёмного расхода теплоносителя, его действительной скорости, плотности, вязкости и других теплофизических свойств. Газодинамические параметры газов, движущихся в регенераторах, также зависят от времени и координаты, являются нестационарными и могут повлиять на характер температурного поля в рабочем пространстве печи.

Известно, что длительность периодов нагрева и охлаждения насадки регенератора влияет на перепад температуры подогрева воздуха  $\Delta t_{\text{РГ}}^{\text{возд}}$ . В статье [3] предложена регрессионная зависимость  $\Delta t_{\text{в}}$  от па-

раметров регенератора  $\Delta t_B = f\left(\frac{V_B \cdot c_B \cdot \tau_B}{G \cdot c_{\text{нас}}}\right) = f(\sigma)$ , где  $V_B$  – общий расход воздуха при н.у., м<sup>3</sup>/с;  $c_B$  – удельная теплоемкость воздуха в интервале температур от 0 °С до  $t_{B,\text{вых}}$ , кДж/(м<sup>3</sup>·К);  $c_{\text{нас}}$  – удельная теплоемкость трубной насадки, кДж/(кг·К);  $G$  – масса трубной насадки, кг;  $\tau_B$  – длительность воздушного периода, с.

Влияние колебаний температуры подогрева воздуха на эффективность работы доменных регенеративных воздухонагревателей исследовалось в работах [4–5], а связь режимных и конструктивных параметров компактных регенераторов с их тепловой работой рассматривалась в работе [6], где авторами, в частности, была получена безразмерная зависимость амплитуды колебания температуры подогрева воздуха от рассматриваемых параметров.

Влияние  $\Delta t_{\text{рГ}}^{\text{возд}}$  на условия возникновения регламентированного объёмного сжигания топлива исследовалось в работе [7]. На основании понятия об количестве движения (импульсе) секундного массового расхода среды  $I$  [Н] и равенства импульсов реагентов горения топлива  $I_T = \rho_T \frac{V_T^2}{f_T}$  и воздуха  $I_B = \rho_B \frac{V_B^2}{f_B}$  в пределах его подогрева до 900 – 1000 °С сделан вывод, что исследованный диапазон изменения температуры подогрева воздуха в течение одного цикла работы минирегенераторов практически не изменяет соотношение количества движения воздуха и топлива и, следовательно, не переводит регламентированный объёмно-регенеративный способ сжигания топлива в факельный. Следует отметить, что изменение температуры подогрева воздуха в течение одного цикла может существенно превышать 100 °С.

Вопросы улучшения равномерности нагрева садки в печах за счёт интенсификации рециркуляции изучены достаточно хорошо [8 – 10]. Однако исследования равномерности температурного поля в рециркуляционных печах, оборудованных регенераторами, не проводились. Отсутствуют сведения о влиянии изменяющихся газодинамических характеристик факела, связанных с колебаниями температуры подогрева воздуха в регенераторах, и изменения направления движения печных газов на равномерность температурного поля и качество нагрева металла в регенеративных печах.

### **Колебания температуры подогрева воздуха в насадке регенератора**

В работе [11] рассчитали значение максимального перепада температуры подогрева воздуха в регенераторе  $\Delta t_{\text{рГ}}^{\text{возд}}$  в течение одного цикла в зависимости от его длительности. При времени между ревер-

сом печных газов 10 минут перепад между максимальной и минимальной температурами подогрева воздуха не превышает 400 °С.

В таблице 1 и на рисунке 1 представлены результаты расчётов изменения отношения количества движения топлива к общему импульсу реагентов  $\Delta I = I_T / (I_T + I_B^{\dagger})$  в зависимости от вида топлива (выраженный через действительный расход воздуха  $L_d$ , идущего на горение). Изменение температуры подогрева воздуха принималось равным 100 – 400 °С в течение одного цикла. В таблице 1 введены следующие обозначения: ДГ – доменный газ, КГ – коксовый газ, КДС, ПДС, ПКС, ПКДС – соответствующие смеси этих газов.

Изменение температуры подогрева воздуха на 400 °С в течение одного цикла работы регенератора для случая отопления печи природным газом при  $L_d = 10 \text{ м}^3/\text{м}^3$  приводит к изменению отношения количества движения топлива к общему импульсу реагентов  $\Delta I$  в пределах 2 – 9 %. Распределённое объёмное сжигание топлива при таких условиях в факельное не переходит, не создаются условия для создания неравномерности температурного поля, связанной с концентрированным источником теплоты при факельном сжигании. При отоплении нагревательной печи топливом с меньшей теплотой сгорания (см. табл. 1 и рис. 1) влияние колебаний температуры подогрева воздуха на соотношение импульсов ещё менее существенно.

В статье [11] также рассмотрено влияние перепада величины температуры подогрева воздуха в регенераторах в течение одного цикла на качество нагрева металла и производительность печи, работающей в режиме идеального перемешивания печных газов. Под качеством нагрева металла подразумевалось достижение заданных температуры поверхности нагреваемого металла и перепада температуры по его сечению в конце нагрева.

В математической модели печи с идеальным перемешиванием рассчитывалась внешняя задача теплообмена, внутренняя задача распространения теплоты в нагреваемом цилиндре и определялась температура подогрева воздуха горения в теплообменнике. Исследовали нагрев металла в нагревательном колодце тепловой мощностью 5 МВт.

Максимальные колебания температуры подогрева воздуха в исследуемом нагревательном колодце наблюдаются в конце первого периода, когда тепловая мощность и температура в печи максимальны. В период выдержки колебания температуры подогрева воздуха уменьшаются за счёт снижения расхода топлива и уменьшения объёмного расхода теплоносителей, идущих через регенераторы. Так, при длительности между реверсом печных газов 3 минуты, в конце первого периода изменение температуры подогрева воздуха составляет 125 °С, к концу второго периода эта величина снижается до 15 °С.

Таблица 1

Изменение отношения количества движения топлива к общему импульсу реагентов при различных действительных расходах воздуха

Топливо	ДГ	КДС	КДС	КГ	ПДС, ПКС, ПКДС					ПГ	
$L_d, \text{м}^3/\text{м}^3$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
$\Delta I, \%$	900-1000	0,06	0,24	0,5	0,81	1,17	1,4	1,64	1,82	1,94	2,01
	800-1000	0,13	0,48	1	1,62	2,26	2,85	3,35	3,73	4,01	4,18
	700-1000	0,19	0,72	1,52	2,47	3,44	4,36	5,14	5,77	6,22	6,51
	600-1000	0,25	0,97	2,06	3,32	4,65	5,92	7,03	7,92	8,6	9,04

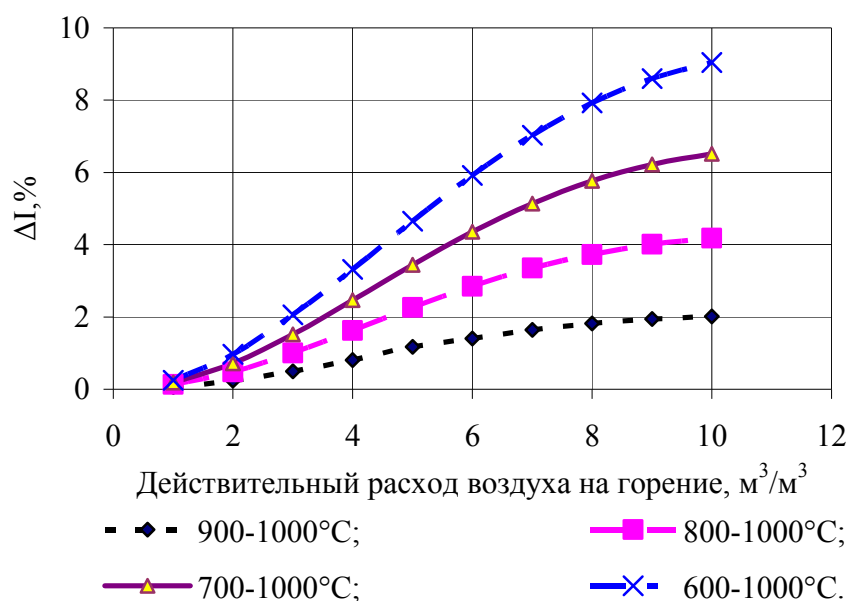


Рис. 1. Зависимость изменения отношения количества движения топлива к общему импульсу реагентов при  $L_d - \text{var}$ , в интервале колебаний температуры подогрева воздуха 100 ... 400 °С

Для сравнения полученных результатов нагрева цилиндрических слитков в колодце с регенераторами произвели расчёт нагрева металла при тех же условиях и с равноценным рекуперативным подогревом воздуха, принятым по среднему значению коэффициента регенерации теплоты  $\bar{\gamma}_f$ . Формальное предположение о возможности достижения подогрева воздуха в существующих рекуператорах до 900 – 1000 °С (что соответствует среднему коэффициенту регенерации теплоты печных газов в нагревательной печи с регенераторами  $\gamma_f \approx 0,68 - 0,7$ ) принято для обеспечения равенства условий расчёта по среднему уровню подогрева воздуха и средней величине теплового потока на нагрев металла. В печи с рекуператором температура подогрева воздуха изменялась пропорционально температуре дыма. Таким образом исключалось влияние колебаний температуры подогрева воздуха на нагрев, присущее регенераторам.



Расчёты [11] показали, что перепад температуры подогрева воздуха в регенераторах не влияет на температуру поверхности металла и перепад температуры по сечению в конце нагрева массивной садки. Практически не меняется и время нагрева. Достигается такое же качество нагрева металла и производительность печи, как и при рекуперативном подогреве воздуха. Это связано с тем, что снижение тепловой мощности к окончанию нагрева в печах достигает 85 и более процентов, что приводит к 6 – 8 кратному уменьшению колебаний перепада температуры подогрева воздуха при сохранении постоянной длительности между реверсом печных газов.

Для обеспечения равномерного и стандартного нагрева металла, в соответствии с патентом [1], для нагревательного колодца с шариковыми регенераторами была разработана конструкция горелки для регламентированного объёмного сжигания коксодоменного газа с максимальным его расходом 1500 м<sup>3</sup>/ч.

В таблице 2 приведены результаты расчётов количества движения топлива и воздуха при его максимальной  $t_{в \max} = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$  и минимальной  $t_{в \min} = 800 \text{ }^\circ\text{C}$  температуре подогрева в регенераторах. Расчёты произведены для различной тепловой мощности колодца в пределах инструкции по нагреву металла. Для условий регенеративного нагревательного колодца был разработан теплотехнический режим (таблица 3) сжигания коксодоменной смеси, при котором организуется регламентированное объёмное сжигание топлива.

Количество движения топлива отличается от импульса воздуха, подогретого до 800 °С и 1000 °С при  $n = 1,5$ , соответственно, на 4 % и 12 %. По условиям организации распределённого объёмного сжигания топлива с высокотемпературным воздухом отсутствуют предпосылки для образования выраженных высокотемпературных зон в рабочем пространстве и достигается равномерное температурное поле в колодце. Выводы, полученные при расчётах, подтверждаются испытаниями и промышленной эксплуатацией нагревательного колодца.

Таблица 2

Количество движения топлива и воздуха  
при различной тепловой мощности горелки

Расход топлива $V_T, \text{ м}^3/\text{ч}$	1500	1400	1250	1000	600
Расход воздуха $V_B, \text{ м}^3/\text{ч}$	4150	3870	3460	2770	1660
Коэффициент расхода воздуха $n$	1,5				
Количество движения топлива $I_T, \text{ Н}$	21,97	19,13	15,25	9,76	3,51
Количество движения воздуха $I_B^{1000}$ при $t_{в \max}, \text{ Н}$	24,42	21,23	16,97	10,88	3,91
Количество движения воздуха $I_B^{800}$ при $t_{в \min}, \text{ Н}$	20,58	17,9	14,31	9,17	3,29

Таблица 3

## Теплотехнический режим нагревательного колодца

Расход КДС, м <sup>3</sup> /с (м <sup>3</sup> /час)	Расход воздуха, м <sup>3</sup> /с (м <sup>3</sup> /час)	Расход КДС, м <sup>3</sup> /с (м <sup>3</sup> /час)	Расход воздуха, м <sup>3</sup> /с (м <sup>3</sup> /час)
Теплота сгорания коксо-доменного газа 7,96 МДж/м <sup>3</sup> (1900 кКал/нм <sup>3</sup> )		Теплота сгорания коксо-доменного газа 8,38 МДж/м <sup>3</sup> (2000 кКал/нм <sup>3</sup> )	
0,444 (1600)	1,333 (4800)	0,417 (1500)	1,333 (4800)
0,417 (1500)	1,111÷1,250 (4000÷4500)	0,389 (1400)	1,111÷1,250 (4000÷4500)
0,375 (1350)	0,833÷0,972 (3000÷3500)	0,347 (1250)	0,833÷0,972 (3000÷3500)
0,306 (1100)	0,556÷0,694 (2000÷2500)	0,278 (1000)	0,556÷0,694 (2000÷2500)
0,194 (700)	0,236÷0,250 (850÷900)	0,167 (600)	0,236÷0,250 (850÷900)

Теплотехнический режим (см. табл. 3) обеспечивает равномерный нагрев металла за счёт: создания газодинамических характеристик печных газов, при которых регламентированное перемешивание топлива с высокотемпературным воздухом происходит на участке всей траектории движения печных газов от сопла горелки до дымовой горловины (~10 м); кратности крупномасштабной внутренней рециркуляции печных газов в пределах  $K_{\text{рец}} = 1,8 - 1,85$ . Недожог на выходе из рабочего пространства печи, не превышает 1 – 1,5 %, что подтверждено газовым анализом печной атмосферы и отвечает патенту [1]. За счёт высокотемпературного подогрева воздуха в шариковых регенераторах, регламентированного перемешивания реагентов горения, реверса и крупномасштабной рециркуляции печных газов обеспечивает энергоэффективный нагрев крупнотоннажных слитков.

### Выводы

На качество нагрева металла и производительность нагревательной печи с высокотемпературным подогревом воздуха в регенераторах колебания температуры подогрева воздуха и, связанный с ним, периодически изменяющийся тепловой поток, не влияют.

Качество нагрева термически массивного металла в печах, оборудованных регенеративными горелками, не хуже аналогичного (по уровню подогрева воздуха) рекуперативного нагрева.

Время нагрева и производительность регенеративной печи отличаются от этих показателей для печи, оборудованной рекуператорами, не более чем на 0,5 %.

### Список литературы

1. Пат. 26272 Україна, МПК F23N 5/26. Об'ємно-регенеративний спосіб спалювання палива при нагріванні металу / Єрьомін О. О., Губинський В. Й, Сибір А. В. (Україна) ; заявник та патентовласник Національна металургійна академія України. – № u200705240 ; заявл. 14.05.2007 ; опубл. 10.09.2007, Бюл. № 14. – 2 с.
2. Губинский В. И. Теория пламенных печей / В. И. Губинский, Лу Чжун-У. – М. : Машиностроение, 1995. – 256 с.
3. Губинский В. И. Алгоритм расчёта трубчатого теплообменника регенеративной горелки / В. И. Губинский, А. О. Ерёмин, Л. А. Воробьёва // *Металлургическая теплотехника : сборник научных трудов НМетАУ.* – Днепропетровск : Новая идеология. – 2009. – Вып. 1(16). – С. 87–93.
4. Гольдфарб Э. М. Теплотехника металлургических процессов / Э. М. Гольдфарб. – М. : Metallurgiya, 1967. – 440 с.
5. Грес Л. П. Энергосбережение при нагреве доменного дутья / Л. П. Грес. – Днепропетровск : Пороги, 2004. – 209 с.
6. Губинский М. В. Влияние режимных и конструктивных параметров на тепловую работу компактных регенераторов / М. В. Губинский, С. С. Фёдоров, Г. Л. Шевченко // *Металлургическая теплотехника : сборник научных трудов НМетАУ.* В двух книгах. – Книга первая. – Днепропетровск : Пороги, 2005. – С. 157–166.
7. Ерёмин А. О. Динамические характеристики топлива и воздуха в горелочных устройствах при объёмно-регенеративном способе сжигания топлива в промышленных печах / А. О. Ерёмин // *Металлургическая теплотехника : сборник научных трудов НМетАУ.* – Днепропетровск : Новая идеология. – 2009. – Вып. 1(16). – С. 102–109.
8. Пуговкин А. У. Рециркуляционные камерные печи / А. У. Пуговкин. – Л. : Машиностроение, 1975. – 200 с.
9. Исследование термической печи, оснащенной встроенными вентиляторами / В. Д. Брук, Л. А. Неймарк, Б. П. Брунь [и др.] // *Печи и сушила машиностроительной промышленности.* – М. : ВНИПИ Теплопроект. – 1977. – Вып. 42. – С. 44–51.
10. Пилипенко Р.А. Камерные термические печи прецизионного нагрева металла/ Р. А. Пилипенко // *Межд. симпоз. «ОТТОМ-2» : сб. докл.* – Харьков : ННЦХФТИ, 2001. – С. 20–25.
11. Ерёмин А. О. Качество нагрева металла в камерных печах при высокотемпературном подогреве воздуха в малогабаритных регенераторах / А. О. Ерёмин, А. В. Сибирь // *Металлургическая и горнорудная промышленность.* – 2010. – № 6. – С. 94–98.

*Рукопись поступила 03.08.2014 г.*

УДК 66.045

**Захаров Н.И.** – к.т.н., доцент, Донецкий Национальный Технический Университет (ДонНТУ), г. Красноармейск

**Кашаев В.В.** – к.т.н., доцент, ДонНТУ

**Богуцкий В.Б.** – магистрант, ДонНТУ

## КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИФфуЗИОННОГО МАССОПЕРЕНОСА ВОДОРОДА В РАСПЛАВЕ АЛЮМИНИЯ ПРИ КОМПЛЕКСНОЙ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКЕ

*Показано, что при увеличении интенсивности продувки её вклад в эффективность диффузионного массопереноса водорода в жидкой ванне при её комплексной обработке возрастает. Найдены закономерности и количественные зависимости степени дегазации металла от интенсивности его продувки аргоном, диаметра пор продувочного устройства, наличия поверхностно-активных элементов расплава, от глубины жидкой ванны. Полученные результаты служат основой для определения энергоресурсосберегающих режимов технологии внепечной обработки стали.*

*Ключевые слова: алюминий, внепечная обработка, массоперенос водорода, продувка алюминия.*

Один из наиболее перспективных способов удаления водорода из стали Al – комплексное воздействие вакуума и продувки аргоном [1].

В соответствии с известным механизмом дегазации расплава Al от растворенного водорода, процесс его массопереноса включает следующие стадии [2]:

- перенос конвекцией атомов водорода к межфазным поверхностям «аргон-металл» и «вакуум-металл»;
- перенос этих частиц через диффузионные пограничные слои рассматриваемых границ;
- адсорбция атомов водорода на этих границах;
- химическая реакция молизации на них атомов в молекулы водорода;
- отвод молекул водорода в пузыри аргона и вакуум-камеру.

В основу компьютерного моделирования положено уравнение конвективной диффузии [3], которое было реализовано на ПЭВМ при следующих допущениях:

1. Лимитирующим звеном в многоструйном процессе удаления

водорода из жидкого металла является диффузия через пограничные слои рассматриваемых межфазных поверхностей.

2. На этих поверхностях достигается термодинамическое равновесие.
3. Водород в расплаве находится в виде атомов.
4. Температура металла постоянна во времени и объёму жидкой ванны.

Основные результаты компьютерного моделирования эффективности диффузионного массопереноса (степени дегазации расплава Al от водорода) в функции технологических параметров приведены на рисунках 1 – 5. ( $T_M$  – температура расплава,  $d_n$  – диаметр пор продувочного устройства,  $\delta$  – степень блокирования ПАЭ,  $H$  – глубина жидкой,  $\Omega$  – интенсивность продувки).

На рис. 1 представлена зависимость степени дегазации от интенсивности сосредоточенной продувки расплава аргоном  $\Omega$ . Как следует из этого графика, для фиксированного времени обработки металла, при увеличении этого параметра степень дегазации возрастает, но до некоторого уровня, равного 4,0 л/с, после чего убывает. Это объясняется увеличением количества пузырей аргона, внедряемых в жидкую ванну в единицу времени, при росте интенсивности продувки.

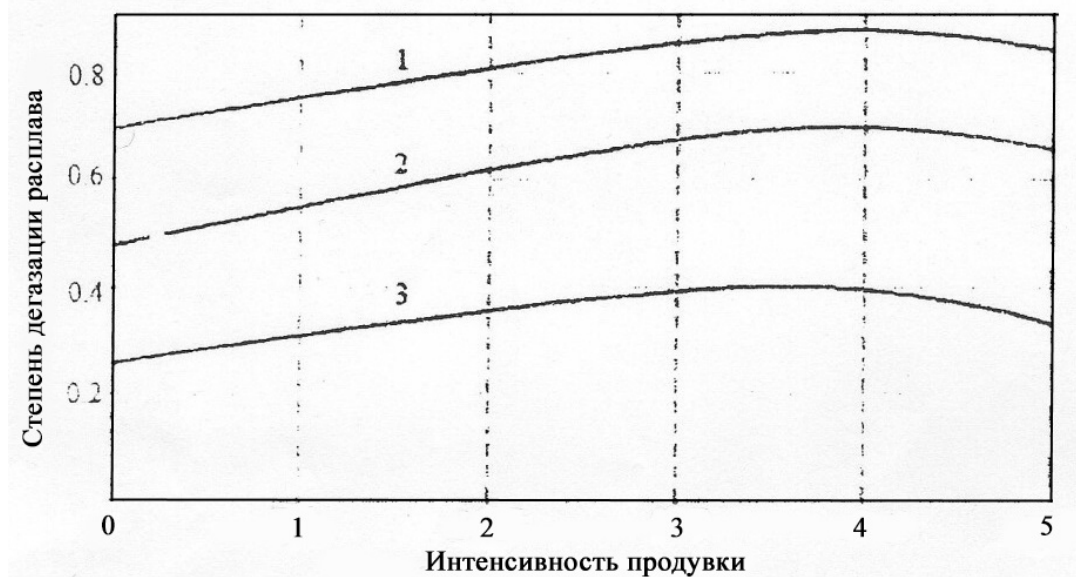


Рис. 1. Зависимость степени дегазации расплава Al от интенсивности продувки через пористую пробку в днище ковша:  
1 – 600 Па; 2 – 400 Па; 3 – 500 Па.  
 $T_M=700$  С;  $d_n=3$ мм;  $\delta=10\%$ ;  $H=1$ м

При этом, как известно из эксперимента, рафинирующая способность пузырей аргона убывает при увеличении интенсивности продувки, что и приводит к наличию максимума в рассматриваемой зави-

симости при  $\Omega = 0$  дегазация расплава Al происходит за счет вакуумирования, глубина которого определяет эффективность комплексной обработки стали Al.

График зависимости степени дегазации металла от диаметра пор продувочного устройства показана на рис. 2. При этом интенсивность продувки аргоном фиксирована. Убывающий характер зависимости объясняется увеличением площади межфазной поверхности «аргон-металл» и, соответственно, эффективности диффузионного массопереноса водорода при уменьшении диаметра пор. При этом увеличение степени разряжения вакуум-камеры приводит к росту степени дегазации расплава.

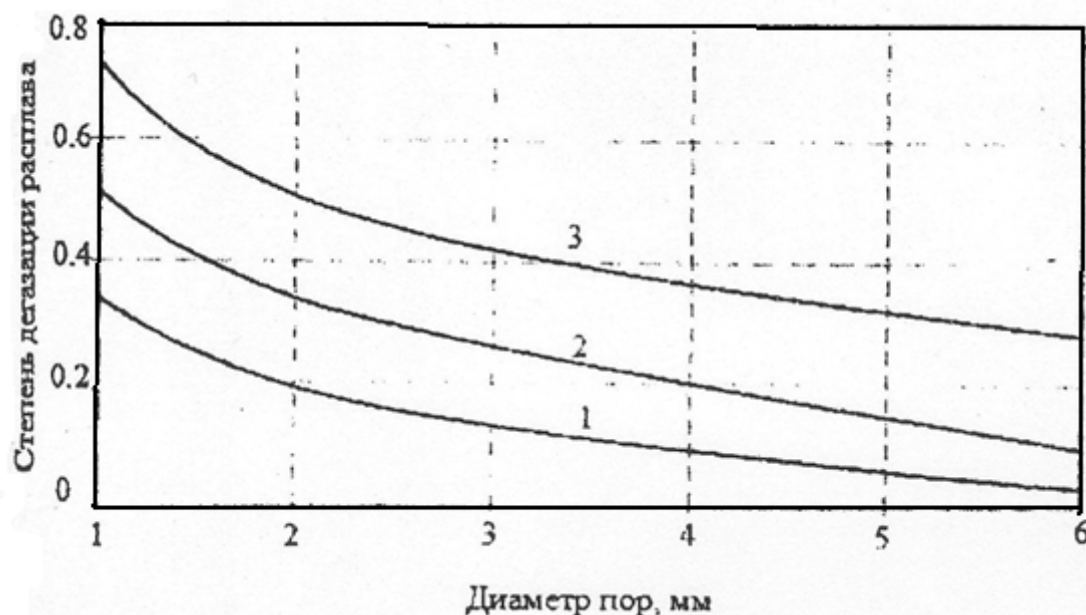


Рис. 2. Зависимость степени дегазации расплава Al от диаметра пор продувочного устройства:  
 1 – 600 Па; 2 – 400 Па; 3 – 200 Па.  
 $T_M=700$  С;  $\delta=10\%$ ;  $H=1$  м,  $\Omega=4$  л/с

Рисунок 3 иллюстрирует график зависимости  $\epsilon$ , в виде оксидных включений, от степени блокирования поверхностно-активными элементами поверхности пузырей аргона. Повышение этой величины приводит к большему блокированию межфазных поверхностей «аргон-металл» и «вакуум-металл» этими элементами и, соответственно, к замедлению диффузии водорода на эти поверхности.

На рис. 4 показана зависимость степени дегазации расплава Al от глубины жидкой ванны. Возрастающая часть этой зависимости объясняется ростом поглощательной способности пузырей аргона при увеличении длины пути из всплывания. Однако, на конечных участках этого пути пузыри аргона насыщаются водородом и при большой глу-

бине жидкой ванны эти участки они проходят в режиме «холостого хода», что и обуславливает выход кривых графика на насыщение.

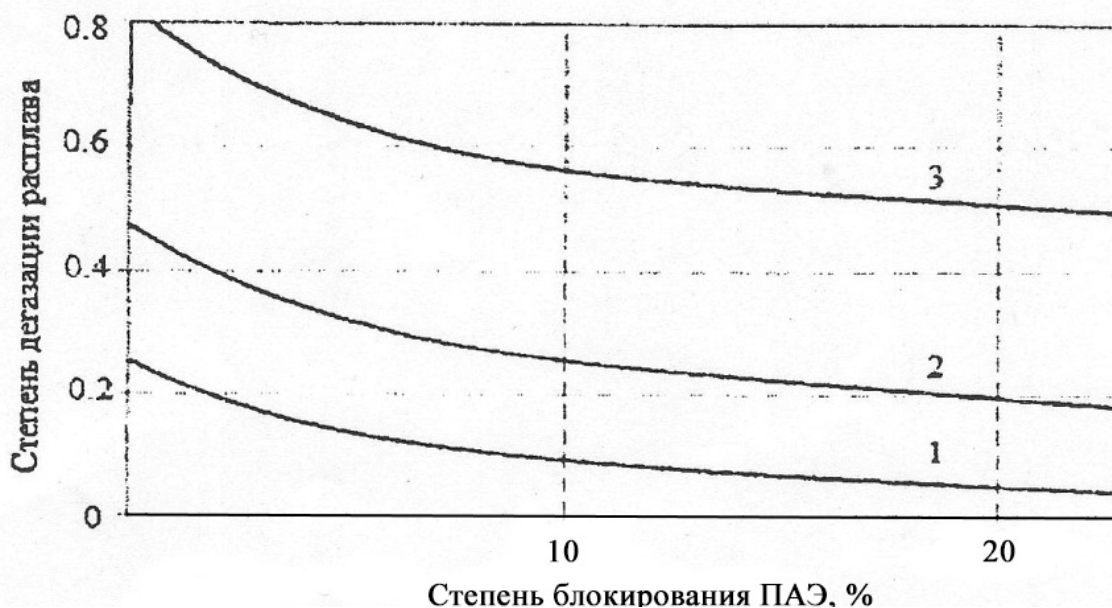


Рис. 3. Зависимость степени дегазации расплава Al от степени блокирования поверхностно-активными элементами:  
1 – 600 Па; 2 – 400 Па; 3 – 200 Па.  
 $T_M=700\text{ C}$ ;  $H=1\text{ м}$ ,  $\Omega=4\text{ л/с}$ ;  $d_n=3\text{ мм}$

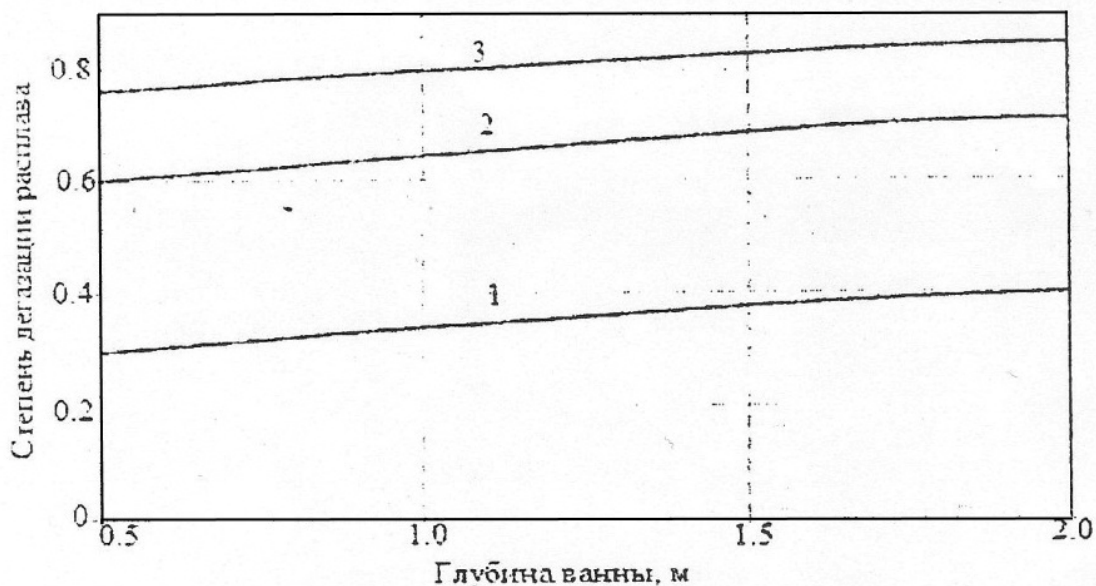


Рис. 4. Зависимость степени дегазации расплава от глубины ванны:  
1 – 600 Па; 2 – 400 Па; 3 – 200 Па.  
 $T_M=700\text{ C}$ ;  $d_n=3\text{ мм}$ ;  $\delta=10\%$ ;  $\Omega=4\text{ л/с}$

График (рис. 5) отражает вклад продувки стали Al аргоном в общую степень дегазации от водорода.

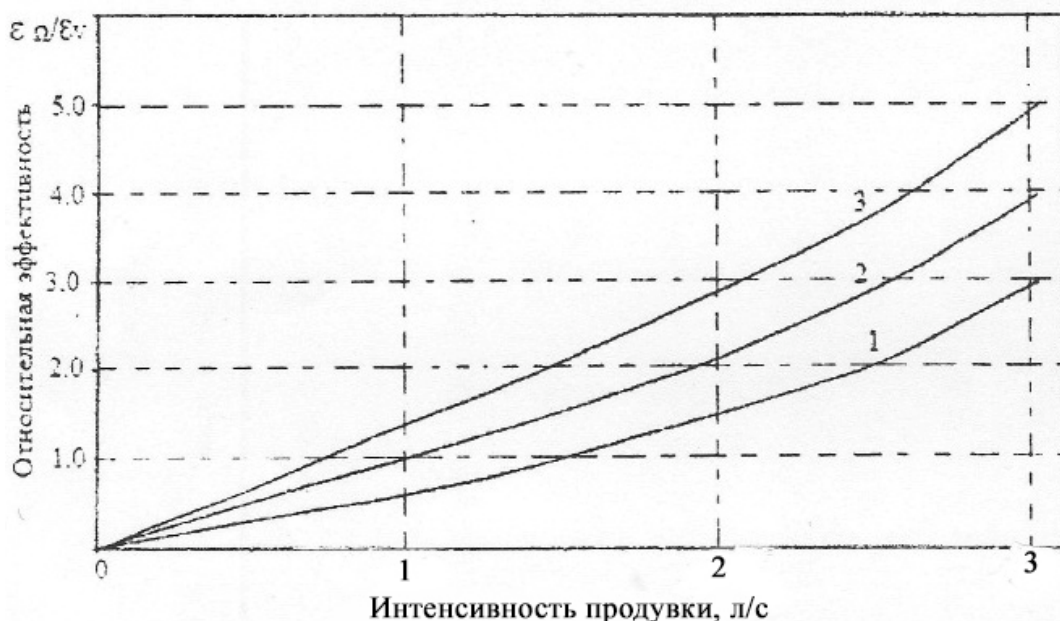


Рис. 5. Зависимость относительной эффективности внепечной дегазации расплава Al от интенсивности продувки при различной глубине вакуума: 1 – 200 Па; 2 – 400 Па; 3 – 600 Па.  
 $T_M=700\text{ C}$ ;  $d_n=3\text{ мм}$ ;  $\delta=10\%$ ;  $H=1\text{ м}$

Как следует из этого графика, при значительной интенсивности сосредоточенной продувки расплава аргоном, ее вклад в эффективность комплексной обработки Al значительно выше вакуумирования, тем более, при не очень высокой степени разряжения вакуум-камеры.

### Выводы

Показано, что при увеличении интенсивности продувки её вклад в эффективность диффузионного массопереноса водорода в жидкой ванне при её комплексной обработке возрастает.

Найденные закономерности и количественные зависимости служат основой для определения энергоресурсосберегающих режимов технологии.

### Список литературы

1. Фромм Е., Гебхардт. Газы и углерод в металлах. – М.: Металлургия. – 1980. – 712с.
2. Линчевский Б. В. Термодинамика и кинетика взаимодействия газов с жидкими металлами – М. – 1986. – 224с.
3. Захаров Н. И., Дюдкин Д. А., Туяхов А. И. Моделирование теплофизических процессов внепечной дегазации металлов продувкой инертным газом. – Донецк: Юго-Восток. – 1999. – 140с.

*Рукопись поступила 19.10.2014 г.*



УДК 669.184

**Михайловский Н.В.** – к.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Бейцун С.В.** – к.т.н., доцент, НМетАУ

**Гупало Е.В.** – к.т.н., доцент, НМетАУ

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛОИЗОЛЯЦИИ РАСПЛАВА В КОВШЕ

*Разработана математическая модель для исследования интенсивности теплоотдачи с поверхности расплава при его пребывании в сталеразливочном ковше на участке внепечной обработки стали. Проведено сравнение эффективности утепления жидкого металла шлаком, теплоизолирующими смесями, а также применением футерованной крышки.*

*Ключевые слова: сталеразливочный ковш, теплоизоляция расплава, моделирование теплового состояния.*

### Постановка проблемы

В условиях современного металлургического производства вопросы энерго- и ресурсосбережения являются приоритетными и позволяют металлургическим предприятиям выпускать конкурентоспособную и качественную продукцию [1]. В настоящее время неотъемлемым звеном в технологии производства качественной стали стала ее внепечная обработка, при которой часть технологических операций переносится из энергоемких сталеплавильных агрегатов в менее затратные агрегаты внепечной обработки. Практически все технологические операции внепечной обработки проводятся с расплавом, находящимся в сталеразливочном ковше. Основным лимитирующим временным показателем операций с расплавом выступает его температура. Снижение тепловых потерь расплавом в ковше позволит не только повысить качество внепечной обработки за счет возможного увеличения длительности операций (что особо важно для диффузионно протекающих процессов), но и снизить энерго- и ресурсозатраты на весь цикл производства стали.

Одним из способов сохранения тепла в сталеразливочном ковше является применение теплоизолирующих смесей (засыпок), присаживаемых на поверхность расплава в ковше и покрывающих открытое зеркало металла, препятствуя потере тепла излучением. Также есть опыт применения футерованных теплоизолирующих крышек для на-

крывания ковша [2]. Кроме того, не следует забывать о хороших теплоизоляционных свойствах синтетического шлака, который наводится во время внепечной обработки для снижения вредных включений в расплаве.

В данной работе предпринята попытка исследовать теплоизоляционные возможности перечисленных способов с целью определения их эффективности.

### **Анализ последних публикаций**

Исследованию изменения температуры расплава в ковше при различных производственных ситуациях посвящено достаточно много работ. В частности, в [3] описана математическая модель теплового состояния системы «расплав-ковш-окружающая среда» с учетом нестационарного теплопереноса через огнеупорную футеровку ковша, которая позволяет рассчитывать изменение температуры расплава в зависимости от толщины и свойств материалов слоев футеровки ковша. В [4] проведено исследование изменения температуры расплава в зависимости от рабочего цикла ковша. В статье [5] представлены результаты исследования теплового состояния сталеразливочного ковша при переменной тепловой нагрузке.

### **Цель исследований**

С использованием математической модели теплового состояния системы «расплав-ковш-окружающая среда» исследовать эффективность различных способов теплоизоляции поверхности расплава в процессе технологических операций внепечной обработки стали.

### **Основная часть**

Сталеразливочный ковш представляет собой открытую футерованную емкость, имеющую форму усеченного конуса. Снижение температуры расплава в ковше связано с тепловыми потерями на нагрев футеровки, теплопередачей через нее и излучением с поверхности расплава.

Расчет нестационарной теплоотдачи от расплава через многослойную стенку и днище ковша проводился с учетом исходного распределения температуры в слоях его футеровки согласно модели [3].

Для исследования интенсивности теплопотерь расплава рассмотрены следующие варианты состояния его поверхности:

- 1) чистое зеркало расплава;
- 2) расплав под слоем шлака;
- 3) расплав под слоем теплоизолирующей смеси;
- 4) ковш с чистым зеркалом расплава накрыт крышкой;

- 5) расплав под слоем шлака накрыт крышкой;
- 6) расплав под слоем теплоизолирующей смеси накрыт крышкой.

### Описание математической модели

В первом варианте лучистый тепловой поток с поверхности расплава определяется в соответствии с законом Стефана-Больцмана:

$$Q_{\text{луч}} = \varepsilon_p C_o S_p (T_p^4 - T_o^4), \text{ Вт.} \quad (1)$$

Здесь  $\varepsilon_p = 0,85$  – степень черноты поверхности расплава;  $C_o = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$  – постоянная Больцмана;  $S_p = 7,07 \text{ м}^2$  – площадь поверхности расплава,  $\text{м}^2$ ;  $T_p = 1893 \text{ К}$  и  $T_o = 303 \text{ К}$  – абсолютная температура, соответственно, расплава и окружающей среды.

С поверхности расплава исходит также конвективный тепловой поток:

$$Q_{\text{конв}} = \alpha_p S_p (t_p - t_o), \text{ Вт,} \quad (2)$$

где  $\alpha_p = 18 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$  – коэффициент теплоотдачи конвекцией от расплава в окружающую среду;  $d_{\text{вн}} = 3,0 \text{ м}$  – внутренний диаметр ковша, м;  $t_p = 1620 \text{ }^\circ\text{С}$  и  $t_o = 30 \text{ }^\circ\text{С}$  – соответственно, температура расплава и окружающей среды.

Общий тепловой поток с поверхности расплава:

$$Q_{\text{пов}} = Q_{\text{луч}} + Q_{\text{конв}}, \text{ Вт.} \quad (3)$$

Во втором варианте дополнительно происходит теплопередача от металла через слой шлака:

$$Q_{\text{шл}} = \frac{\lambda_{\text{шл}}}{\delta_{\text{шл}}} S_p (t_p - t_{\text{шл}}), \text{ Вт.} \quad (4)$$

Здесь  $\lambda_{\text{шл}} = 0,9 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$  – коэффициент теплопроводности шлака;  $\delta_{\text{шл}}$  – толщина слоя шлака, принята равной 0,2 м на основе натуральных наблюдений;  $t_{\text{шл}}$  – температура поверхности шлака,  $^\circ\text{С}$ .

Лучисто-конвективная теплоотдача с поверхности шлака в окружающую среду описывается зависимостью:

$$Q_{\text{шл}} = \varepsilon_{\text{шл}} C_o S_p (T_{\text{шл}}^4 - T_o^4) + \alpha_{\text{шл}} S_p (T_{\text{шл}} - T_o), \text{ Вт.} \quad (5)$$

Здесь  $\varepsilon_{\text{шл}} = 0,4$  – степень черноты поверхности шлака;  $T_{\text{шл}}$  – абсолютная температура поверхности шлака, К;  $\alpha_{\text{шл}}$  – коэффициент конвективной теплоотдачи с поверхности шлака, зависящий от ее температуры.

Для рассматриваемого варианта, используя следующее соотношение теплофизических критериев подобия при свободной конвекции воздуха с горизонтальной поверхности [6]:

$$Nu = 0,135 Ra^{1/3}. \quad (6)$$

Выражение для числа Рэлея:

$$Ra = Gr \cdot Pr = \frac{g \beta d_{\text{вн}}^3}{\nu^2} (T_{\text{шл}} - T_o) \cdot \frac{\nu}{a} = \frac{g \beta d_{\text{вн}}^3}{\nu \cdot a} (T_{\text{шл}} - T_o). \quad (7)$$

Выражение для коэффициента конвективной теплоотдачи с поверхности шлака после подстановки (7) в (8), с учетом  $Nu = \alpha_{\text{шл}} d_{\text{вн}} / \lambda_{\text{в}}$ , приобретает вид:

$$\alpha_{\text{шл}} = 0,135 \lambda_{\text{в}} \left( \frac{g \beta}{\nu a} (T_{\text{шл}} - T_o) \right)^{1/3}. \quad (8)$$

Для принятой температуры окружающей среды 30 °С свойства воздуха таковы: кинематическая вязкость  $\nu = 1,60 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$ ; теплопроводность –  $\lambda_{\text{в}} = 2,67 \cdot 10^{-2} \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ ; температуропроводность  $a = 2,29 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$ ; коэффициент объемного расширения  $\beta = 1/303 \text{ К}^{-1}$ . Подставив эти значения в (8), получим:

$$\alpha_{\text{шл}} = 1,56 (T_{\text{шл}} - T_o)^{1/3}. \quad (9)$$

Для варианта стационарной теплоотдачи с поверхности шлака тепловой поток  $Q_{\text{шл}}$  можно определить, используя эффективный коэффициент термического сопротивления согласно выражению:

$$R_{\text{шл}} = \frac{\delta_{\text{шл}}}{\lambda_{\text{шл}}} + \frac{1}{\alpha_{\text{шл}} + \alpha_{\text{рад}}}. \quad (10)$$

При этом радиационный коэффициент теплоотдачи определяется [7] как:

$$\alpha_{\text{рад}} = \varepsilon_{\text{шл}} C_o (T_{\text{шл}}^2 + T_o^2) (T_{\text{шл}} + T_o). \quad (11)$$

Тогда тепловой поток через слой шлака в окружающую среду равен:

$$Q_{\text{шл}} = \frac{1}{R_{\text{шл}}} S_p (T_p - T_o). \quad (12)$$

Теперь можно определить температуру поверхности шлака:

$$T_{\text{шл}} = T_p - \frac{\delta_{\text{шл}}}{\lambda_{\text{шл}}} \cdot \frac{Q_{\text{шл}}}{S_p}. \quad (13)$$

Моделирование производилось в электронных таблицах Excel, причем определение температуры  $T_{\text{шл}}$  и теплового потока  $Q_{\text{шл}}$  осуществлялось на каждом шаге итеративно с помощью инструмента «Поиск решения».

Для третьего варианта – покрытия расплава слоем теплоизолирующей смеси (ТИС) – моделирование остывания расплава в ковше производилось по аналогичной методике с учетом следующих свойств покрытия:  $\lambda_{\text{тис}} = 0,1 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$  – коэффициент теплопроводности ТИС;  $\delta_{\text{тис}} = 0,1 \text{ м}$  – толщина слоя ТИС;  $\varepsilon_{\text{тис}} = 0,04$  – степень черноты поверхности ТИС.

В четвертом варианте принято, что ковш с чистым зеркалом расплава закрыт крышкой, футерованной шамотным кирпичом толщиной 250 мм. Для учета нестационарного нагрева такой крышки ее футеровка была разделена на 5 слоев равной толщины. Математическая модель изменения теплового состояния крышки аналогична разработанной в [3] модели теплопереноса сквозь днище ковша, с учетом структуры и свойств материалов футеровки крышки, а также лучистой и конвективной составляющих теплового потока с поверхности расплава, описываемых приведенными выше выражениями (1)...(3).

В пятом и шестом вариантах исследовалась эффективность накрывания ковша крышкой при наличии на поверхности расплава слоя шлака или теплоизолирующей смеси соответственно. При этом использовались уравнения (4)...(13) и соответствующие характеристики этих покрытий.

### Результаты моделирования

Для исследования был взят 120-тонный сталеразливочный ковш внешним диаметром 3,6 м и высотой 4,3 м. Температура расплава в ковше после выпуска принята  $1620 \text{ }^\circ\text{C}$ , а начальная температура внутренней поверхности футеровки подготовленного ковша –  $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ , что соответствует промышленным наблюдениям.

На рисунке 1 отражены результаты моделирования охлаждения расплава, находящегося в сталеразливочном ковше, для всех рассмотренных вариантов состояния его поверхности. Соответствующие данные по эффективности теплоизоляции поверхности расплава численно представлены в таблице 1.

Таблица 1

Эффективность теплоизоляции поверхности расплава в ковше

варианты	1	2	3	4	5	6
время, мин	открытый расплав	расплав под шлаком	расплав под утеплителем	расплав под крышкой	расплав со шлаком под крышкой	расплав с утеплителем под крышкой
30	76,3	50,0	49,9	61,6	42,7	42,5
60	116,8	67,4	67,1	80,6	58,8	58,5

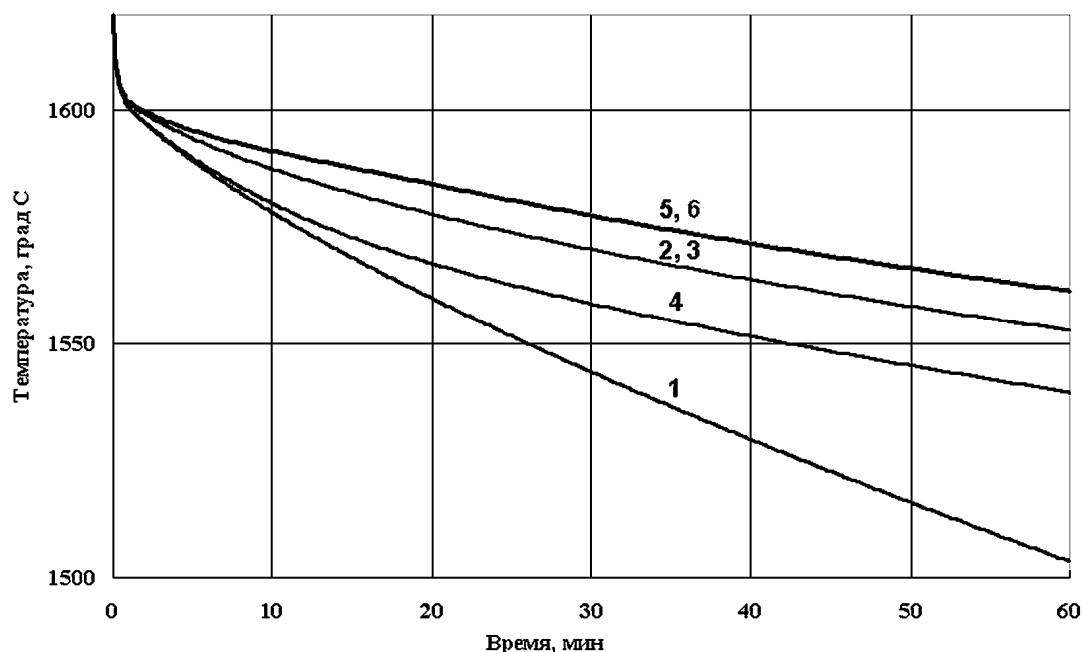


Рис. 1. Охлаждение расплава в сталеразливочном ковше: 1 – открытый расплав, 2 – расплав под шлаком, 3 – расплав под утеплителем, 4 – расплав под крышкой, 5 – расплав со шлаком под крышкой, 6 – расплав с утеплителем под крышкой

### Выводы и направление дальнейших исследований

Полученные результаты позволяют сделать следующие выводы.

1. Наличие на поверхности расплава шлака или теплоизолирующей смеси в 1,5...1,7 раза снижает темп падения его температуры за время пребывания в сталеразливочном ковше. Причем, эффективность теплоизоляции посредством наведения шлака или нанесения на поверхность жидкого металла теплоизолирующих смесей примерно одинакова. Поэтому предпочтение тому или иному способу следует отдавать, исходя из технологических соображений ковшевой доводки стали.

2. Теплоизоляция открытого расплава в ковше с помощью крышки недостаточно эффективна. Однако накрывание крышкой ковша с утепленным расплавом снижает скорость его охлаждения еще на 13...15 %.

Разработанная математическая модель позволяет исследовать процесс охлаждения расплава в сталеразливочном ковше с учетом состояния поверхности металла. Эта прогнозирующая модель может быть использована для создания АСУ внепечной обработки стали.

### Список литературы

1. Опыт утепления металла в сталеразливочном ковше засыпкой производства ООО «Завод металлургических смесей» / В. В. Симонович, С. А. Матюхов, А. П. Богун и др. // Материалы научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливки стали в Украине». – Донецк, 2010.
2. Смирнов А. Н., Куберский С. В., Штепан Е. В. Непрерывная разливка стали. Учебник. – Донецк : ДонНТУ, 2011. – 482 с.
3. Бейцун С. В. Математическая модель процесса охлаждения расплава в сталеразливочном ковше // С. В. Бейцун, Н. В. Михайловский, В. Ф. Сапов. – Металургійна теплотехніка : збірник наукових праць НМетАУ. – Дніпропетровськ : ПП Грек О.С., 2006. – С. 8-15.
4. Бейцун С. В. Тепловое состояние ковшей при внепечной обработке стали // С. В. Бейцун, Н. В. Михайловский, В. И. Шибакинский. – Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – № 4. – С. 104-107.
5. Ошовская Е. В. Моделирование работы футеровки сталеразливочного ковша с переменной тепловой нагрузкой // Е. В. Ошовская, И. Н. Салмаш, Д. А. Фоменко. – Наукові праці ДонНТУ : Металургія. – 2011. – Вип. 13 (194). – С. 198-210.
6. Цаплин А. И. Теплофизика в металлургии: учеб. пособие. – Пермь : Изд-во Перм. гос. техн. ун-та, 2008. – 230 с.
7. Исаченко В. П. Теплопередача. Изд. 4-е / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сукомел // М. : Энергия. – 1989. – 440 с.

*Рукопись поступила 05.11.2014 г.*

УДК 621.3.036:661.666.2

*Назаренко І.А.* – к.т.н., доцент, Запорізька державна інженерна академія

## **ВПЛИВ ВИСОТИ ДОННОГО ВІДБИВАЧА НА ПЕРЕНОС ТЕПЛОТИ В РЕЗЕРВУАРІ**

*У статті наводяться результати досліджень впливу висоти донного відбивача на однорідність температурного поля високотемпературного пеку. Показано, що застосування донного відбивача у формі перевернутого зрізаного конусу дозволить знизити градієнт температур по висоті резервуара. Доведено, що донні відбивачі висотою від 0,3 до 0,5 висоти резервуару дозволять інтенсифікувати теплообмін і забезпечити рівномірність нагріву без додаткових енергетичних витрат .*

*Ключові слова: донний відбивач, циркуляційний спосіб нагріву, високотемпературний пек, вертикальний сталевий резервуар.*

### **Вступ**

Нерівномірність нагріву високотемпературного пеку призводить до значного зниження якості електродів, і може служити причиною таких дефектів як погіршення мікропорової структури, зниження графітуємості і механічної міцності, підвищення електропровідності [1, 2]. Це доводить, що необхідно шукати шляхи для мінімізації даних витрат. Через високу в'язкість пеку, область підігріву до заданої температури локалізується біля дна резервуару, поблизу всмоктуючого патрубку [3]. При цьому, у разі забезпечення постійної температури пеку на виході з зовнішнього підігрівача, можливі такі стаціонарні режими роботи устаткування для зберігання пеку, коли мала локальна область підігріву не розширюється і пристрій працює неефективно [4,5]. При великих значеннях витрати підігрітого пеку, коли потоки циркулюючої рідини інтенсивно омивають стінки і дно резервуару, різко зростають теплові втрати і, відповідно, витрати енергії на розігрів необхідної кількості пеку до заданої температури [6]. Тому необхідно кількісно розширити область в резервуарі, де пек мав би температуру не нижче допустимої 185 °С.

### **Постановка задачі**

Раніше було досліджено вплив форми донного відбивача на теплообмін в резервуарі. Доведено, що при застосуванні відбивача у фо-



рмі перевернутого зрізаного конусу температурне поле в резервуарі однорідне, що свідчить про ефективність запропонованої конструкції. Встановлення в резервуарі донних відбивачів істотно підвищує однорідність температурного поля високотемпературного пеку. Загальний вид резервуару з встановленим донним відбивачем у формі перевернутого зрізаного конусу представлено на рис. 1.

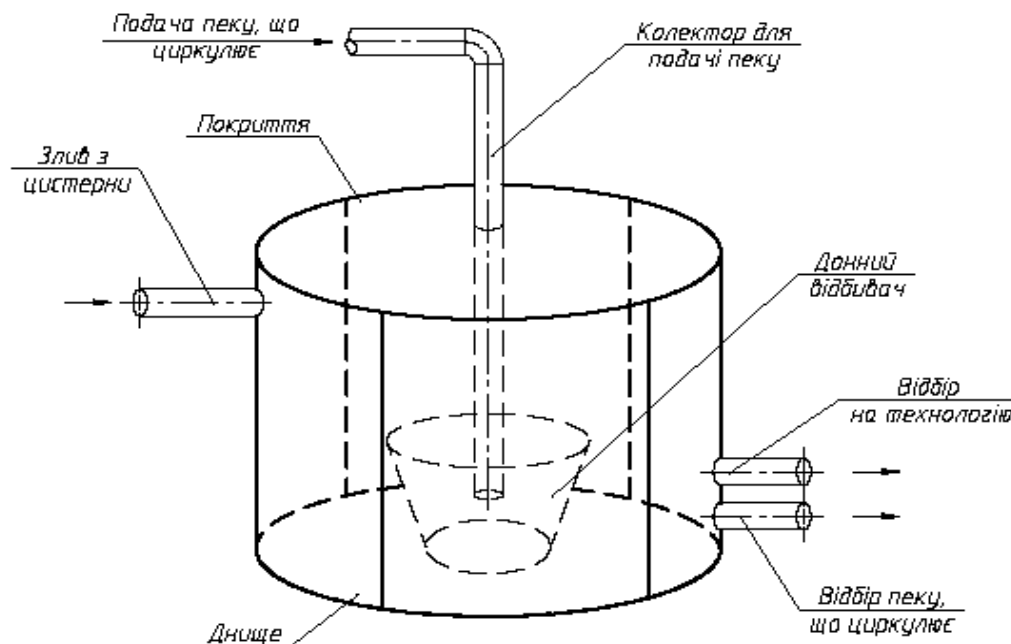


Рис. 1. Загальний вид резервуару

Для здійснення введення гарячого пеку у резервуарі встановлений направляючий елемент у формі вертикальної циліндричної труби з донним відбивачем глухого типу. Висота розташування донного відбивача глухого типу над дном резервуара – 0,75 м, вихідного отвору колектора над днищем донного відбивача – 0,68 м. Довжина подаючого колектору  $L_k = 7,56$  м. Діаметр  $D_k = 300$  мм = 0,3 м. Масова витрата гарячого пеку  $G = 9,9$  кг/с. Температура пеку на виході з подаючого колектора становить 215 °С. В резервуарі температура холодного пеку становить від 170 °С до 175 °С.

Головною задачею дослідження є визначення ефективного співвідношення висоти донного відбивача до висоти резервуару для підвищення енергетичної ефективності систем зберігання високотемпературного пеку.

### Вплив висоти відбивача на теплообмін в резервуарі з високотемпературним пеком

Схема донного відбивача зі зазначеними геометричними розмірами, що змінювалися, показана на рис. 2. Змінною в даній конструкції є висота відбивача  $h$ , що варіювалася від 1 до 8 м. В подальших дослідженнях будемо аналізувати вплив даного показника на однорідність температурного поля високотемпературного пеку.

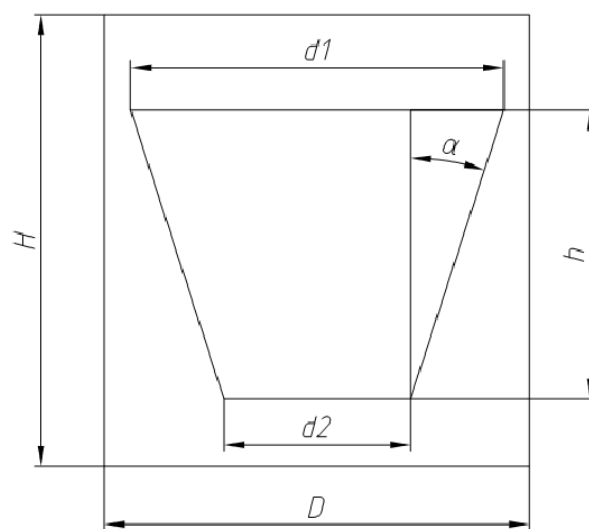


Рис. 2. Схема донного відбивача у формі перевернутого зрізаного конусу

Введемо поняття відносної висоти:

$$L = \frac{h}{H}, \quad (1)$$

де  $h$  – висота відбивача, м;  $H$  – висота резервуару, м.

Для якісної оцінки нагріву пеку введемо коефіцієнт температурної однорідності пеку  $K_0$ :

$$K_0 = \frac{t_{\text{сер}}}{t_T}, \quad (2)$$

де  $t_{\text{сер}}$  – усереднена температура пеку за перерізом резервуару, °С;  $t_T$  – мінімальна технологічна температура нагріву високотемпературного пеку,  $t_T = 185$  °С.

В якості програмного продукту забезпечення обчислень використовувалася програма кінцево-елементарного аналізу Ansys, операційна система - Windows XP Professional SP3.

Першим етапом моделювання теплообміну в резервуарі з високотемпературним пеком є створення геометричної сітки. Обрано форму елементів у виді квадрату із вільними сторонами та задані умовами однозначності. Враховано, що початкова температура пеку, що зливається 180 °С, швидкість руху теплоносія 0,1 м/с. Швидкість на поверхні відбивача, резервуару та патрубку дорівнює 0 м/с (умови прилипання).

Проведено числові дослідження для усіх запропонованих варіантів висоти донного відбивача і отримано розподіл температур в резервуарі з високотемпературним пеком.

Результати числових досліджень по визначенню температурного поля пеку в резервуарі представлено у вигляді графіку залежності коефіцієнта температурної однорідності від відносної висоти (рис. 3).

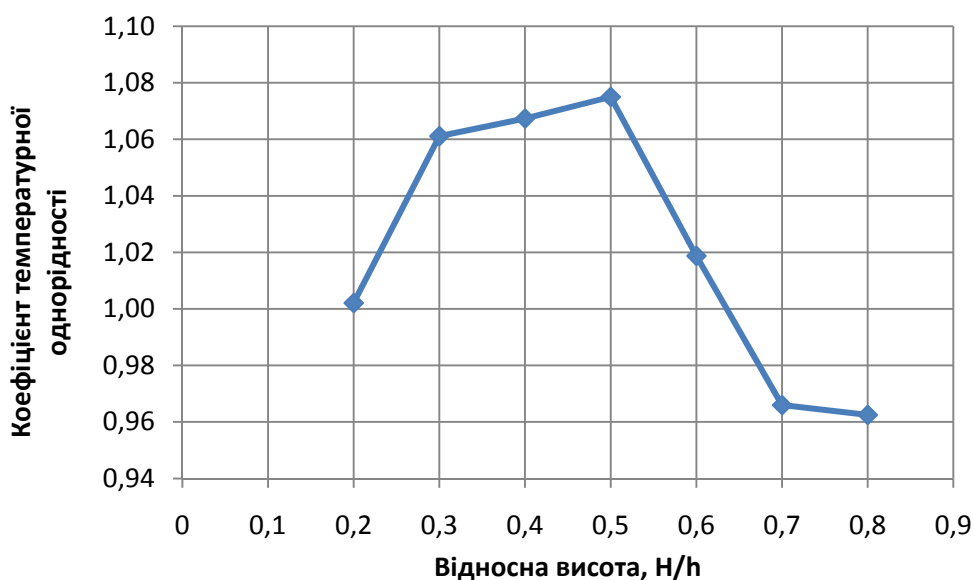


Рис. 3. Графік залежності коефіцієнта температурної однорідності від відносної висоти

Найкращий результат було отримано при використанні донного відбивача у формі перевернутого зрізаного конусу при відносній висоті  $L$  від 0,3 до 0,5. При застосуванні відбивача у формі перевернутого зрізаного конусу із зазначеними характеристиками температурне поле в резервуарі однорідне, градієнт температур не перевищує 5 °С, що свідчить про ефективність запропонованої конструкції.

### Висновки

Результати досліджень температурного поля у вертикальних резервуарах великої місткості при циркуляційному способі нагрівання пеку показали ефективність використання донних відбивачів. Розши-

рити область з найбільш високим температурним потенціалом можна за допомогою донних відбивачів у формі перевернутого зрізаного конусу. Встановлено ефективне співвідношення висоти відбивача до висоти резервуару, що знаходяться в межах від 0,3 до 0,5, яке дозволить досягти рівномірного розподілу температури в резервуарі за рахунок підтримання високоінтенсивного вимушеного конвективного теплообміну в ньому.

### Список літератури

1. Питюлин И.Н. Научно-технические основы создания каменно-угольных углеродистых материалов для многогабаритных электродов : Монография. – Харьков, 2004. – 480 с.
2. Фиалков А. С. Формирование структуры и свойств углеграфитовых материалов / А. С. Фиалков. – М. : Metallurgiya, 1965. – 288 с.
3. Вязовой С. К. Внутриврезервуарные устройства циркуляционного разогрева мазута / С. К. Вязовой, Ж. А. Емелин // Энергетик, 1976. – № 11. – С. 25–28.
4. Дульцев В.И. Циркуляционный разогрев мазута / В. И. Дульцев, А. В. Жуйков // Энергетик. – 1973. – № 7. – С. 14-16.
5. Назмеев Ю. Г. Теплоперенос и гидродинамика в системах хранения жидкого органического топлива и нефтепродуктов / Ю. Г. Назмеев. – М. : Издательский дом МЭИ, 2005. – 368 с.
6. Варфоломеева О. И. Исследование процесса циркуляционного разогрева тяжелого жидкого топлива методом численного моделирования / О. И. Варфоломеева // Известия вузов. Строительство. – 2003. – № 8. – С. 85–88.

*Рукопис надійшов 01.11.2014 р.*

УДК 66.041.001.2

**Романько Я.В.** – к.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Романько В.В.** – аспирант, НМетАУ

**Узлов К.И.** – д.т.н., профессор, НМетАУ

**Мных И.Н.** – к.т.н., доцент, Запорожская государственная инженерная академия

## **АНАЛИЗ МОДЕРНИЗАЦИИ СИСТЕМЫ ОТОПЛЕНИЯ ПЕЧИ С ШАГАЮЩИМИ БАЛКАМИ**

*Для нагрева слэбов перед прокаткой широко применяются печи с шагающими балками. Они имеют высокую производительность и потребляют большое количество топлива. Для повышения их энергоэффективности применяют импульсное отопление, регенеративную систему сжигания топлива, обогащение воздуха техническим кислородом и другие технические решения. Для получения характеристик печи с шагающими балками была использована разработанная ранее математическая модель. Выполнены сопоставительные расчеты нагрева слэбов для случаев работы печи с двухпроводными горелками, регенеративными и кислородными горелками. Получены зависимости влияния содержания кислорода в дутье на удельный расход топлива для нагрева металла.*

*Ключевые слова: печь с шагающими балками, нагрев слэбов, регенеративные горелки, кислородные горелки, математическое моделирование, расход топлива.*

### **Состояние вопроса**

Печи с шагающими балками находят широкое применение для нагрева слэбов перед прокаткой. Они имеют высокую производительность и потребляют большое количество топлива. Для повышения их энергоэффективности применяют различные технические решения, например, импульсное отопление [1]. Одним из широко известных способов экономии топлива является замена существующей системы отопления на регенеративную [2 – 4]. Другое направление связано с применением кислорода для сжигания топлива. Обогащение воздуха, подаваемого на горение, техническим кислородом позволяет интенсифицировать процессы теплообмена и повысить коэффициент использования тепла топлива за счет уменьшения объема уходящих из печи продуктов сгорания [5, 6]. Существенным недостатком непо-

средственной подачи кислорода в горелочные устройства является повышение температуры горения, что может приводить к перегреву и даже оплавлению нагреваемого металла, увеличению образования окислов азота и других вредных выбросов. Для преодоления этих недостатков в последние годы были разработаны различные типы горелочных устройств, работающих как на чистом кислороде, так и на воздухе, обогащенном кислородом [7, 8]. Так, например, была разработана технология подачи кислорода в факел через отверстия в футеровке печи рядом с горелкой. Такой способ позволяет вносить минимальные конструктивные изменения в систему отопления, что можно сделать во время текущего ремонта. Эксплуатация подобных систем на печах различного типа показала их перспективность.

### **Цель работы**

Исследование эффективности применения технического кислорода и сравнение этого мероприятия с установкой регенеративных горелок в печах проходного типа.

### **Методика и результаты исследования.**

Из-за большого числа факторов, оказывающих влияние на эффективность применения того или иного технического решения, представляется целесообразным их оценка с помощью математического моделирования. Для определения тепловых и температурных характеристик нагрева металла в многозонных печах проходного типа была разработана математическая модель, основанная на использовании одномерной схемы расчета [9].

Для сопоставления эффективности применения двухпроводных, регенеративных и кислородных горелок была выбрана печь с шагающими балками с производительностью  $G = 300$  т/ч. Она предназначена для нагрева перед прокаткой слябов длиной 11 м, толщиной 220 мм и шириной 1150 мм. Печь включает 5 зон: методическую длиной  $L_1 = 8$  м, подогревательную длиной  $L_2 = 7,5$  м, первую и вторую сварочные зоны длиной  $L_3 = 7,5$  м и  $L_4 = 7$  м, зону выдержки длиной  $L_5 = 6$  м. Нагрев во всех зонах двухсторонний, конечная температура нагрева  $1220$  °С. Печь отапливается природным газом с помощью двухпроводных горелок, равномерно расположенных на боковых стенах каждой зоны, кроме методической. Продукты сгорания удаляются из печи вблизи окна загрузки, проходят по дымовому каналу и удаляются в атмосферу через дымовую трубу. Для утилизации тепла продуктов сгорания в борове установлен металлический трубчатый рекуператор, имеющий общую поверхность нагрева  $600$  м<sup>2</sup>.

С помощью математической модели был выполнен расчет нагрева слябов в рассмотренной выше печи при следующем температурном

режиме:  $t_{\text{печ}2} = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $t_{\text{печ}3} = 1100 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $t_{\text{печ}4} = 1270 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $t_{\text{печ}5} = 1230 \text{ }^\circ\text{C}$ . Нагрев металла был принят симметричным, а наличие водоохлаждаемых балок в нижних зонах учитывалось путем задания значений дополнительных потерь тепла при расчете теплового баланса. На рис. 1. показана температурная диаграмма нагрева металла, на которой показано распределение температур газов  $t_g$ , поверхности слябов  $t_n$  и центра слябов  $t_c$ . В результате нагрева конечная температура поверхности достигла  $1223 \text{ }^\circ\text{C}$  при перепаде температур по толщине металла равном  $32 \text{ }^\circ\text{C}$ . Удельный расход топлива на нагрев составил и  $b = 63,1 \text{ кг у.т./т}$ .

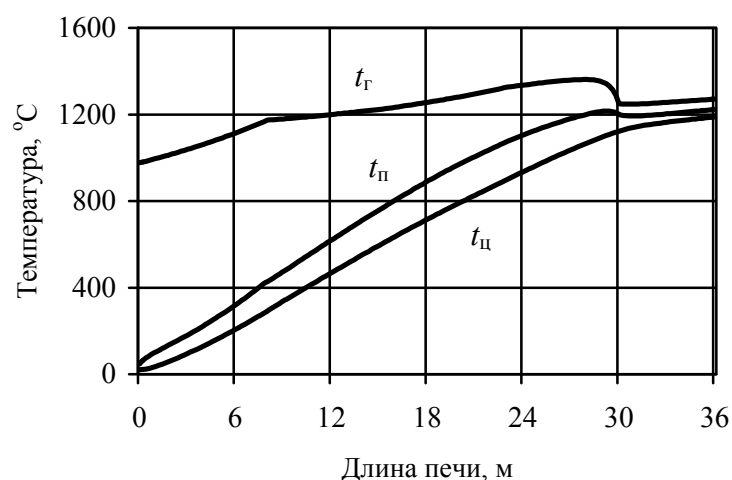


Рис. 1. Температурная диаграмма нагрева слябов в печи с шагающими балками.

Для оценки эффективности модернизации существующей системы отопления на систему с подачей для сжигания топлива одновременно воздуха и кислорода был выполнен ряд расчетов с помощью математической модели. При этом все исходные параметры, принятые в рассмотренном выше варианте расчета для исходной печи, оставались неизменными. Обогащение дутья кислородом учитывалось в модели путем задания значений удельного расхода воздуха  $L_o$  и удельного выхода дыма  $V_o$ , получаемых в зависимости от задаваемой доли кислорода  $k_{O_2}$  с помощью стандартного расчета горения газообразного топлива [10]. Рассматривалась подача кислородного дутья во все горелки зоны 2 и во все горелки зон 2 и 3. При этом содержание кислорода в дутье изменялось от 20 % до 80 %. На рис. 2 приведены полученные зависимости удельного расхода топлива от содержания кислорода в дутье.

Как видно из приведенных зависимостей, наибольшее влияние от подачи кислорода на горение проявляется в интервале содержания  $O_2$

примерно от 20 % до 30 %. Затем уменьшение удельного расхода топлива  $b$  замедляется.

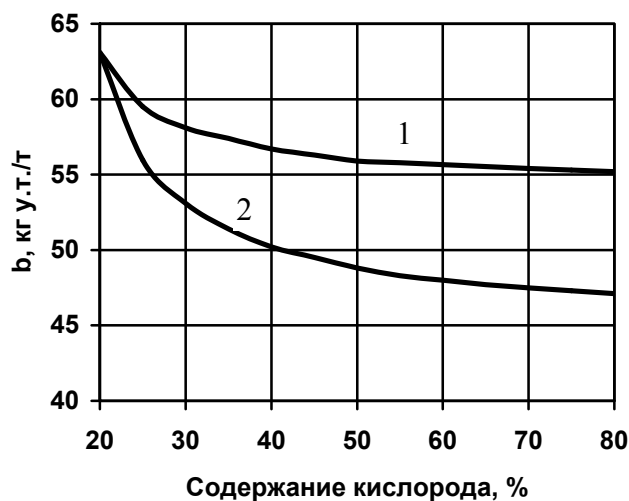


Рис. 2. Влияние содержания кислорода в дутье на удельный расход топлива:  
1 – кислород подается в зону 2,  
2 – кислород подается в зоны 2 и 3

С помощью математической модели для начальных исходных параметров был выполнен расчет нагрева металла в печи, в которой вместо двухпроводных горелок устанавливаются регенеративные горелки. Было принято, что эти горелки обеспечивают нагрев воздуха на горение с коэффициентом регенерации равным 0,85. При этом 20 % объема образующихся продуктов сгорания поступает в печь, а остальные 80 % просасываются через горелки с помощью внешнего дымососа. Было рассмотрено два варианта установки регенеративных горелок: 1) все горелки зоны 2 заменяются на регенеративные; 2) на регенеративные горелки заменяются все горелки в зонах 2 и 3. В результате расчетов было получено, что в первом случае удельный расход топлива на нагрев составил 57,5 кг у.т./т, а во втором – 52 кг у.т./т. Это соответствует экономии топлива 8,9 % и 17,6 %. Сопоставляя эти данные с приведенными выше результатами можно отметить, что аналогичную экономию топлива можно достичь за счет применения кислородного дутья в зоне 2 и в зонах 2 и 3 с содержанием кислорода примерно 35 %.

### Выводы

Приведенные выше результаты моделирования показывают возможность достижения экономии топлива за счет двух различных технических решений. При этом следует учитывать, что капитальные затраты на установку регенеративной системы отопления в несколько



раз выше, чем затраты на оборудование печи кислородными горелками. В то же время, эксплуатационные затраты во втором случае (прежде всего на технический кислород) несоизмеримы с затратами на обслуживание регенеративных горелок. Поэтому выбор варианта модернизации печи зависит от условий, которые могут существенно различаться для конкретных предприятий.

### Список литературы

1. Изотов Б.В. Математическое моделирование тепловой работы методической печи с импульсным отоплением / Изотов Б.В., Шаламов Ю.Н., Безчерев А.С. // Вісник приазовського державного технічного університету. – Вип. № 19, 2009. – С. 222–226.
2. Дормайр Дж., Павлов Р. А. Использование регенеративных горелок в сталелитейной промышленности / Сталь. – 2010. – № 11. – С. 79–80.
3. Сорока Б.С. Системы сжигания и теплоутилизационные устройства технологических печей. Современное состояние и мировые тенденции развития / Энерготехнологии и ресурсосбережение. – 2012. – № 2. – С. 54–68.
4. Дружинин Г. М. Эффективность регенеративной системы отопления нагревательной печи. / Г. М. Дружинин, Н. Б. Лошкарев, А. А. Ашихмин, М. Р. Барташ и др. // Сталь, №3, 2010. – С. 71–74.
5. Карп И.Н. Использование кислорода и обогащенного кислородом воздуха в нагревательных печах, колодцах, стендах разогрева сталеразливочных ковшей / И.Н. Карп, А.Н. Зайвый, Е.П. Марцевой, К.Е. Пьяных // Энерготехнологии и ресурсосбережение, №3, 2012.
6. Кабишев С.М. Интенсификация тепловых процессов в высокотемпературных установках на примере нагревательных печей ОАО «БМЗ» путем обогащения воздушной смеси кислородом / Кабишов С.М., Трусова И.А., Ратников П.Э., Менделеев Д.В. // Литье и металлургия, №3 (67). – 2012. – С. 218–221.
7. Flameless Oxyfuel Reheating. Nordic Steel and Mining Review. Bergsmannen. N 3, 2009. – P. 76–77.
8. Cates L., Browning R. Advanced Oxy-Fuel Burners and Controls Improve Fuel Savings and Uniform Heating. International Journal of Forging Business & Technology. January 2011.– P. 8–11.
9. Невский А.С. Лучистый теплообмен в печах и топках / А.С. Невский. 2-е изд., испр. и доп. М. : Металлургия, 1971. – 440 с.
10. Расчеты нагревательных печей / Под ред. Н.Ю. Тайца // Киев: Техника, 1969. – 560 с.

*Рукопись поступила 15.10.2014 г.*

УДК 662.74

**Сафьянц С.М.** – д.т.н., профессор, Донецкий национальный технический университет (ДонНТУ), г. Донецк

**Бирюков А.Б.** – д.т.н., профессор, ДонНТУ, г. Донецк

**Сафьянц А.С.** – к.т.н., доцент, ДонНТУ, г. Донецк

## **РАЗРАБОТКА И АНАЛИЗ СПОСОБОВ ПОЛУЧЕНИЯ ПАРА ДЛЯ ФОРМИРОВАНИЯ ПАРОВОЗДУШНОГО ДУТЬЯ В СИСТЕМАХ ПРОИЗВОДСТВА СМЕШАННОГО ГЕНЕРАТОРНОГО ГАЗА**

*В данной статье раскрываются особенности замещения природного газа генераторным в условиях предприятий коммунальной сферы без существующих источников пара. Разработано два способа получения пара для формирования паровоздушного дутья в системах производства смешанного генераторного газа. Первый способ основан на вдувании необходимого количества воды в воздушную часть дутья, предварительно нагретую в рекуперативном теплообменнике генераторным газом, покидающим установку. Второй способ предполагает сжигание части полученного генераторного газа в паровом жаротрубном котле. Выполнен теплотехнический и технологический анализ предложенных способов.*

*Ключевые слова: генераторный газ, коммунальные предприятия, получение пара, вдувание воды, жаротрубный котел.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами**

В настоящее время ограниченность запасов природных ископаемых топлив приводит к тому, что поиск альтернативных источников энергии становится вопросом общегосударственной важности. Особенно это актуально для Украины, которая зависит от поставок импортных топлив, в частности, газа. Так, по данным государственного комитета статистики Украины, в 2012 году Украина импортировала 32,9 млрд. м<sup>3</sup> природного газа общей стоимостью 14,25 млрд. долл. США. В 2013 году этот показатель уменьшился до 29,6 млрд. м<sup>3</sup>.

Одним из наиболее предпочтительных способов снижения использования природного газа является его замена углем, большими запасами которого обладает Украина. Однако, перевод теплотехнологического оборудования на твердое топливо является дорогостоящим, не говоря уже о простоте и большей эффективности использования газообразного топлива.

Известно, что одним из эффективных вариантов решения названной задачи является производство генераторных газов путем газификации твердых топлив.

### **Анализ последних достижений и публикаций**

На данный момент существует ряд разработанных процессов газификации, которые позволяют перерабатывать твердое топливо в газообразное с получением генераторного газа различной калорийности. Различают четыре основных вида генераторного газа в зависимости от способа их получения: воздушный, водяной, смешанный и парокислородный [1]. За исключением первого метода, остальные три объединяет необходимость использования водяного пара.

Известны примеры успешной работы установок газификации твердых топлив в условиях украинской промышленности [2], равно как существуют методики для расчета схем различных типов [3, 4].

Во всех таких установках используется пар, что позволяет: перерабатывать угли с различными физико-химическими характеристиками; снизить уровень вредных выбросов при утилизации опасных и вредных веществ; организовать безотходное производство; применение газификации в производстве тепла и электрической энергии позволяет повысить энергетический КПД ТЭЦ; технологический газ, получаемый в процессе газификации углеродсодержащего материала, может быть использован как среднекалорийное топливо ( $6,7 - 18,8 \text{ МДж/м}^3$ ), и как исходный продукт для синтеза химических веществ (спирты, синтетическое жидкое топливо и др.)

Однако необходимо учесть, что большинство таких установок реализовано на промышленных предприятиях, в технологических схемах которых имеются отдельные внешние источники водяного пара.

Для предприятий коммунальной сферы и систем теплоснабжения получение пара является проблемой, так как большинство котлов работают в водогрейном, а не паровом режиме.

### **Постановка задачи исследования**

Целью данной работы является разработка и анализ способов получения пара для формирования паровоздушного дутья в системах производства смешанного генераторного газа для систем теплоснабжения, работающих в водогрейном режиме.

### **Изложение основного материала**

Смешанным называется процесс, при котором в качестве дутья газификации применяются одновременно горячий воздух и водяной пар. При этом удельный расход воздуха составляет  $2,2 - 2,8 \text{ м}^3/\text{кг}$  угля, удельный расход пара  $0,2 - 0,5 \text{ кг/кг}$  угля.

В данной работе предложено два способа производства пара:

– воздушная часть смеси подогревается в рекуператоре за счет тепла генераторного газа, покидающего установку. Затем в подогретый воздух впрыскивается необходимое количество воды, а испарение воды при этом происходит за счет физического тепла подогретого воздуха (рис. 1). Схема работает следующим образом: горячий генераторный газ с расходом 2,834 – 2,998 м<sup>3</sup>/кг угля и температурой 270 – 615 °С очищается в циклоне 2 и поступает в пластинчатый рекуперативный теплообменник 3, где охлаждается, отдавая тепло холодному атмосферному воздуху, нагнетаемому дутьевым вентилятором 6. Затем охлажденный генераторный газ подается к потребителю, а горячий воздух поступает в смеситель для получения паровоздушной смеси 4, где в него через форсунки впрыскивается вода;

– пар для газификации получается в паровом жаротрубном котле, отапливаемом некоторой частью полученного генераторного газа. После этого пар подается в зону газификации либо после предварительного смешения с воздухом, либо при помощи отдельного дутьевого пояса (рис. 2). Отличие этого способа заключается в том, что после обеспыливания в циклоне 2 горячий генераторный газ сразу поступает к потребителю, однако, его часть поступает в жаротрубный котел 3, где сжигается для получения пара. Дутьевой вентилятор 4 нагнетает атмосферный воздух, часть которого используется в жаротрубном котле для горения генераторного газа, а основная часть смешивается с горячим паром и подается в качестве дутья в газогенератор 1.

*Исследование теплотехнических параметров производства пара за счет физического тепла подогретого воздуха.*

В качестве рекуператора для нагрева воздуха предложено использовать теплообменник с двухсторонним оребрением, однако при этом необходимо принять меры по снижению содержания пыли в потоке генераторного газа перед теплообменником. Для определения количества пара, которое может быть получено при испарении воды, впрыснутой в поток подогретого воздуха за счет его физического тепла, предложена следующая зависимость:

$$G_{\text{пар}}^{\text{пр}} = \frac{V(c_{\text{в}}^{\text{тпп}} \cdot t_{\text{нг}} - c_{\text{в}}^{\text{тхх}} \cdot t_{\text{хв}})}{i_{\text{пар}} - i_{\text{вода}}}, \quad (1)$$

где  $V$  – расход дутьевого воздуха на единицу массы газифицируемого угля, м<sup>3</sup>/кг;  $c_{\text{в}}$  – средняя теплоемкость воздуха, Дж/(м<sup>3</sup>·К);  $t_{\text{пв}}$ ,  $t_{\text{хв}}$  – температура воздуха после подогрева в рекуператоре и воздуха после испарения впрыснутой влаги, °С;  $i_{\text{пар}}$ ,  $i_{\text{вода}}$  – энтальпия пара, полученного в результате испарения впрыснутой воды, и исходной воды, Дж/кг.

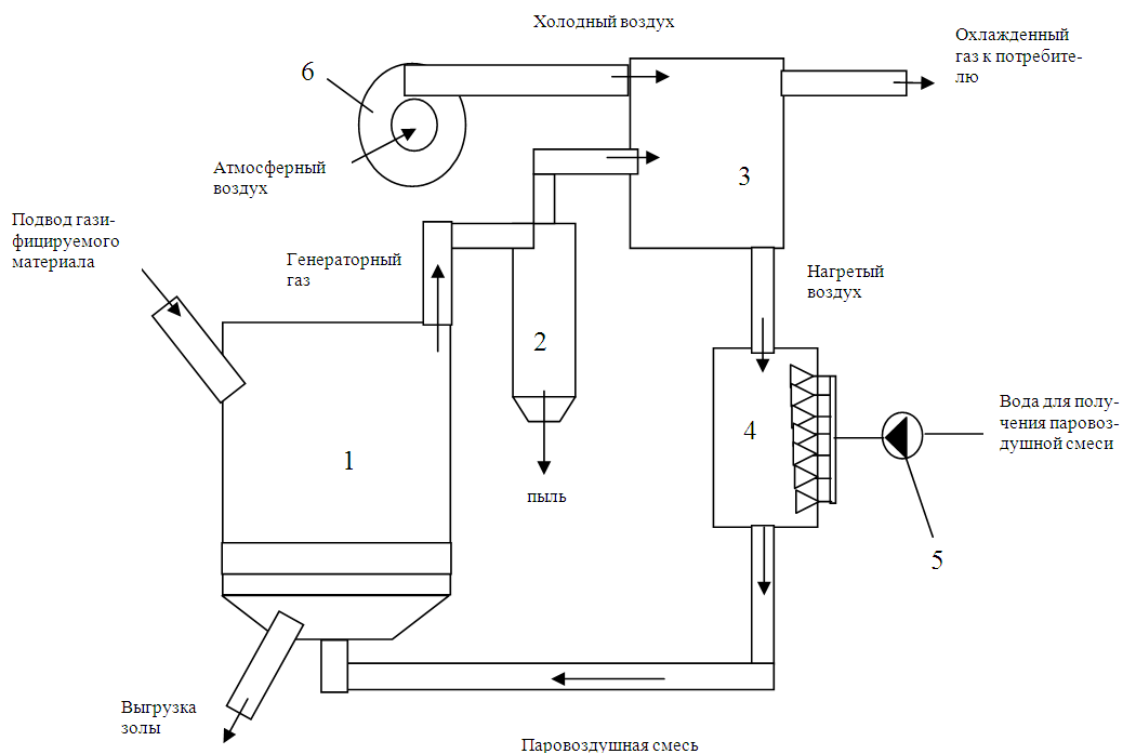


Рис. 1. Схема газификации твердого топлива по смешанной схеме с использованием физического тепла подогретого воздуха для испарения воды и получения паровоздушной смеси:

1 – газогенератор; 2 – циклон для обеспыливания потока генераторного газа; 3 – рекуперативный газо-газовый теплообменник; 4 – смеситель для получения паровоздушной смеси; 5 – насос; 6 – дутьевой вентилятор

Объемный расход генераторного газа может на величину до 120 % превышать объемный расход воздуха, при этом он имеет большую теплоемкость за счет содержания некоторого количества трехатомных газов. В связи с этим в качестве рациональной температуры подогрева воздуха принято значение на 20 °С ниже, чем температура газа, покидающего газогенератор. Для различных параметров дутья (соотношения воздух-пар) предельное количество пара, которое можно произвести определялось из условия, что температура воздуха после отдачи тепла на испарение влаги составляет 150 °С.

Результаты определения предельного количества пара, которое может быть произведено путем впрыска воды в подогретый воздух, для разных соотношений воздух-пар в дутье приведены в таблице 1.

Для исследования приняты следующие исходные данные:

– состав угля, %:  $C^r = 82,5$ ;  $H^r = 6,2$ ;  $O^r = 7,8$ ;  $N^r = 2,9$ ;  $S^r = 0,6$ ;  $A^c = 12$ ;  $W^p = 7$ ;

– температура воздушного дутья 20 °С.

– энтальпия пара 3000 кДж/кг;

– температура удаляемого из установки шлака 300 °С;

– теплотери установки приняты равными нулю [3].

Расчеты процесса газификации для различных соотношений воздух-пар проведены при помощи методики, представленной в работе [3], а количество пара, которое можно произвести при впрыске воды в подогретый воздух, определено по зависимости (1). Полученные результаты представлены в таблице 1.

Таблица 1

Параметры процесса газификации угля по смешанной схеме и предельные количества пара, которые можно произвести при впрыске воды в подогретый воздух

	Мольная доля кислорода в дутье кмоль O/кмоль C				
	0,3	0,325	0,35	0,375	0,4
Необходимое по технологии количество пара $G_{\text{пар}}^{\text{н}}$ , кг пара/кг угля	0,336	0,299	0,262	0,224	0,187
Расход дутьевого воздуха, м <sup>3</sup> /кг угля	1,33	1,44	1,55	1,66	1,77
Температура газа на выходе из газогенератора, °C	270	360	440	525	615
Выход генераторного газа, м <sup>3</sup> /кг угля	2,834	2,875	2,916	2,957	2,998
Предельное количество пара, которое можно произвести путем впрыска воды $G_{\text{пар}}^{\text{пр}}$ , кг/кг угля	0,071	0,147	0,227	0,322	0,434
$G_{\text{пар}}^{\text{пр}} / G_{\text{пар}}^{\text{н}}$ , %	21	49	86	144	232

Как видно из последней строки таблицы, схема работоспособна только в узком диапазоне соотношений воздух-пар, когда  $G_{\text{пар}}^{\text{пр}} / G_{\text{пар}}^{\text{н}} > 100\%$ . Это объясняется тем, что, во-первых, для богатых паром смесей необходимо производить больше пара, а, во-вторых, в этом случае в установку подается меньшее количество воздуха, которое при фиксированной температуре нагрева, выбираемой в каждом конкретном случае из технико-экономических соображений, несет с собой меньший запас физического тепла. Однако плюсом такой схемы является ее дешевизна и простота наряду с отсутствием потерь генераторного газа.

Для обеспечения возможности формирования смешанного дутья с широкими пределами изменения соотношения воздух-пар необходимо использовать второй способ, основанный на применении отдельного парового котла. Наиболее рациональным, с экономической точки зрения, топливом для него является производимый в газогенераторе смешанный генераторный газ. В качестве вида котла предложено выбрать жаротрубный котел, характеризующийся высокой эффективностью работы.

*Исследование теплотехнических параметров производства пара за счет сжигания части произведенного генераторного газа в жаротрубном котле.*

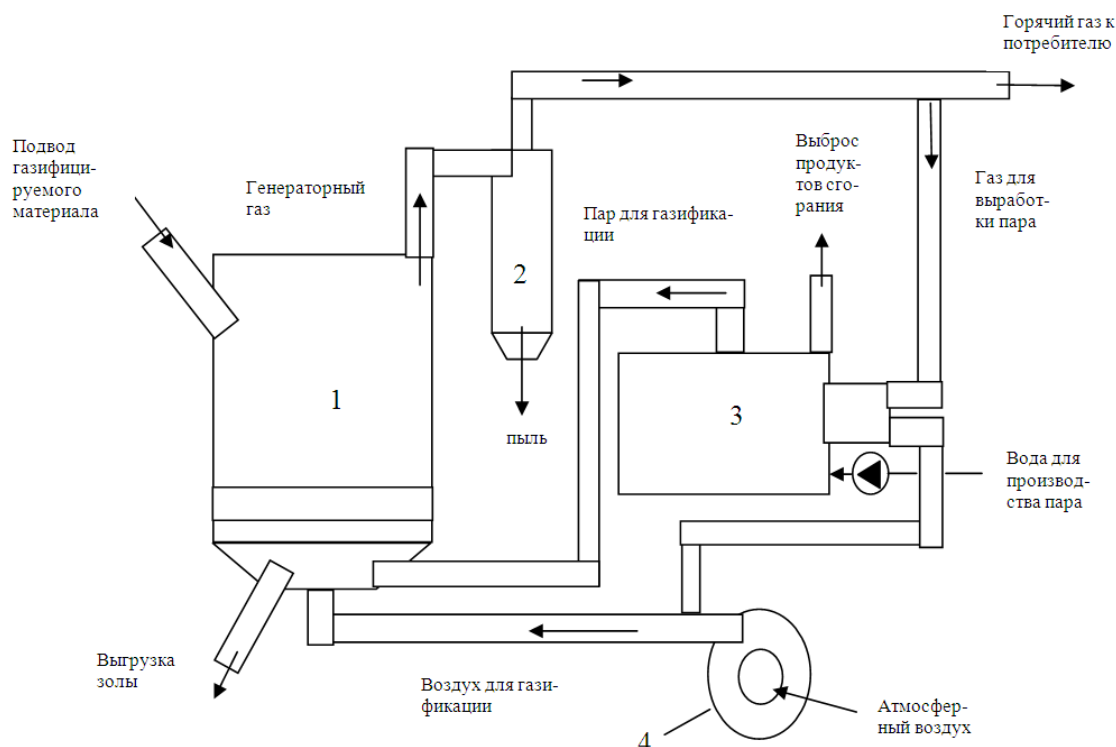


Рис. 2. Схема газификации твердого топлива по смешанной схеме с использованием части генераторного газа для отопления парогенератора малой мощности и производства пара на нужды газификации: 1 – газогенератор; 2 – циклон для обеспыливания потока генераторного газа; 3 – жаротрубный котел для производства пара на нужды газификации; 4– дутьевой вентилятор

Оценка предельного количества газа, которое необходимо направлять на котел, выполнена при помощи следующей зависимости:

$$V_{\Gamma}^{\kappa} = \frac{G_{\text{пар max}}^{\text{H}} \cdot (i_{\text{пар}} - i_{\text{вода}})}{Q_{\text{нр}}^{\Gamma\Gamma} \cdot \eta},$$

$G_{\text{пар max}}^{\text{H}}$  – максимальное количество пара, соответствующее наиболее богатому паром дутью, кг пара/кг угля;  $\eta$  – коэффициент полезного действия парового котла;  $Q_{\text{нр}}^{\Gamma\Gamma}$  – теплота сгорания произведенного смешанного генераторного газа, кДж/м<sup>3</sup>.

Расчетная оценка выполнена с учетом характеристик процесса газификации (таблица 1), значений КПД современных жаротрубных котлов. В относительном выражении предельное количество газа, которое следует направлять для отопления котла, составляет 3,5 % от производимого объема газа.

Тогда требуемую тепловую мощность жаротрубного котла при проектировании участка газификации можно оценить как:

$$M = 0,035 \cdot G_y \cdot V_{\text{ГГ}} Q_{\text{нр}}^{\text{ГГ}}$$

где  $G_y$  – массовый расход газифицируемого угля, кг/с;  $V_{\text{ГГ}}$  – выход генераторного газа с единицы угля, м<sup>3</sup>/кг.

Так, например, для газификации 3,6 т/ч угля, имеющего состав, приведенный выше, необходимое количество пара может быть произведено в парогенераторе с полной тепловой мощностью порядка 850 кВт.

По мнению авторов, такой способ решения задачи получения пара для смешанного дутья является более рациональным, так как позволяет формировать смеси с любым допустимым с точки зрения технологии соотношением воздух-пар, несмотря на более высокую стоимость и материалоемкость такой схемы.

### Выводы

Разработано два способа получения пара для формирования паровоздушного дутья в системах производства смешанного генераторного газа. Первый способ предполагает предварительный нагрев воздуха в рекуператоре теплом генераторного газа, покидающего установку, и последующий впрыск необходимого количества воды в подогретый воздух. Второй способ основан на сжигании части полученного генераторного газа в паровом жаротрубном котле.

На основе анализа теплотехнических, технологических и конструктивных особенностей реализации предложенных способов показано, что достоинствами первого являются отсутствие потерь газа, сравнительная простота, меньшие капитальные затраты на реализацию. При этом недостатком первого способа является возможность работы только в узком диапазоне регулирования соотношения воздух-пар. Второй способ, требуя больших капитальных вложений и сжигания до 3,5 % произведенного генераторного газа в котле, позволяет формировать смешанное дутье в широком диапазоне соотношения воздух-пар.

### Список литературы

1. Кравцов В. В. Теплотехника термической переработки твердых топлив: Учебное пособие / Кравцов В. В., Бирюков А. Б., Дробышевская И. П. – Донецк : Ноулидж, 2011. – 170 с.
2. Кравцов В. В. Экономическое использование угля в теплоэнергетике / В. В. Кравцов, А. Г. Махмудов, А. В. Харченко – Донецк : ДонГТУ, 1999. – 320 с.



3. Бирюков А. Б. Методика расчета и исследование процесса газификации твердого топлива по смешанной схеме / А. Б. Бирюков // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2014. – № 3. – С. 55–62.

4. Шевырев С. А. Газификация отходов угольной промышленности / С. А. Шевырев, С. С. Азиханов, М. В. Алексеев, А. Л. Сорокин // *XIV Минский международный форум по тепло- и массообмену: сборник трудов*. – Минск : Институт тепло- и массообмена НАН Беларуси, 2012. – С. 587–591.

*Рукопись поступила 01.10.2014 г.*

УДК 669.162.263

**Спирин Н.А.** – д.т.н., профессор, ФГАОУ ВПО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б. Н. Ельцина» (ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»), г. Екатеринбург, Россия

**Гилёва Л.Ю.** – к.т.н., доцент, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

**Лавров В.В.** – к.т.н., доцент, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

**Истомин А.С.** – аспирант, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

**Гурин И.А.** – студент, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

## **ОПТИМИЗАЦИЯ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ РЕСУРСОВ В ДОМЕННОМ ЦЕХЕ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ПАРАМЕТРОВ ПЛАВКИ**

*В работе представлена модель оптимизации распределения энергетических ресурсов в доменном цехе с учетом изменения параметров плавки. Оптимизационная модель позволяет прогнозировать параметры инжектируемого топлива на отдельных доменных печах в различных технологических ситуациях работы цеха. При постановке и решении задачи учтены статические характеристики, описывающие влияние изменений условий плавки на технико-экономические показатели работы печей, выполнено математическое описание как внешних, так и внутренних ограничений на работу доменных печей и цеха. По представленной модели разработана информационно-моделирующая система оптимизации распределения природного газа в доменном цехе. Приведены результаты сравнительного анализа распределения природного газа на основе данных работы доменного цеха ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат». Анализ результатов показывает, что оптимизационная модель совместного распределения природного газа и кислорода позволяет эффективно использовать имеющиеся топливно-энергетические ресурсы с учетом технологических ограничений на работу отдельных печей и цеха в целом.*

*Ключевые слова:* доменное производство, оптимизация, математическое моделирование, распределение энергоресурсов, параметры плавки.

Цены на кокс и природный газ по прогнозам продолжают расти в ближайшей и долгосрочной перспективе. При заданном на доменный цех общем расходе этих ресурсов целесообразно иметь оперативную методику оценки эффективности использования топливно-энергети-

ческих ресурсов на отдельных доменных печах и осуществлять их оптимальное распределение. Решить эту задачу можно только на основе широкого использования современных методов математического моделирования и разработок на этой основе автоматизированных систем оптимизации распределения энергоресурсов [1, 2].

Используемый подход основан на следующих положениях: при относительно небольших колебаниях параметров относительно базовых значений целесообразно использовать принцип малых отклонений и свести задачу оптимизации к линейному математическому программированию. Разработанная ранее модель позволяла по фактическим показателям работы отдельных доменных печей оценивать оптимальность использования природного газа при неизменных на всех доменных печах параметрах шихты, температуры и влажности горячего дутья, содержания кислорода в дутье на уровне базового периода, что ограничивало возможность ее практического применения для прогнозных режимов работы отдельных печей и цеха в целом [3 – 5].

Оценка параметров доменной плавки и расчет коэффициентов линеаризованной модели выполнен с использованием разработанной в УрФУ в рамках натурно-модельного подхода балансовой модели доменного процесса, которую условно можно разделить на две части – модель базового состояния и прогнозирующую модель [3, 6]. Модель базового (эталонного) состояния позволяет оценить состояние каждой доменной печи и влияние входных параметров на тепловой, газодинамический и шлаковый режимы доменной плавки с использованием всей фактически доступной информации о параметрах шихты, комбинированного дутья, колошниковога газа и продуктов плавки. Прогнозирующая модель на основании результатов, полученных с помощью модели базового (эталонного) состояния, позволяет оценить показатели доменного процесса в случае изменения условий плавки.

На рисунке 1 представлена структура усовершенствованной модели оптимизации распределения энергоресурсов в доменном цехе при изменении параметров плавки, включающая следующие основные блоки.

**Базовый период.** Оценка теплового, газодинамического и шлакового режимов работы каждой из доменных печей цеха предусматривает:

- расчет комплекса параметров теплового, газодинамического и шлакового режимов доменной плавки (около 30 параметров) [3; 8–10].
- расчет коэффициентов влияния:
  - параметров шихты и дутьевых параметров на показатели теплового, газодинамического и шлакового режимов доменной плавки;

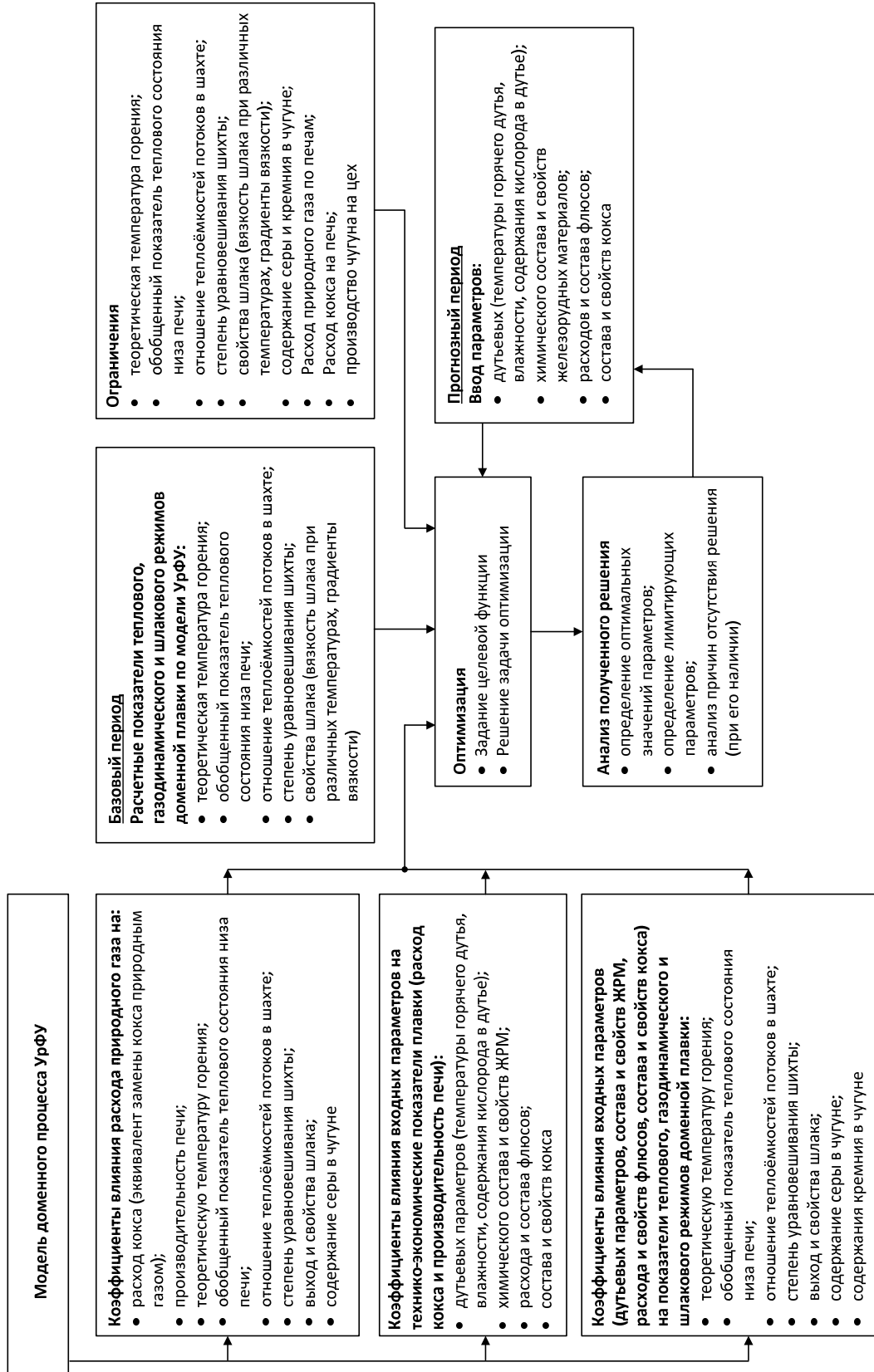


Рис. 1. Структура модели оптимизации распределения энергоресурсов в доменном цехе

- параметров шихты и дутьевых параметров на технико-экономические показатели плавки (расход кокса и производительность).

**Прогнозный период.** Ввод параметров шихты и дутьевых параметров каждой из доменных печей цеха:

- дутьевых параметров (температуры, влажности, содержания кислорода в дутье);
- химического состава и свойств железорудных материалов;
- расходов и составов флюсов;
- состава и свойств кокса.

В общем виде расчет изменения выходных параметров определялся по следующей линейной форме:

$$\Delta y_{ji} = (x_{ji}^{np} - x_{ji}^{\bar{o}}) \cdot k_{x_{ji}}^{\bar{o}}, \quad (1)$$

где  $\Delta y_{ji}$  – изменение  $i$ -го расчетного параметра  $y$  на  $j$ -ой печи;  $x_{ji}^{np}$  – величина параметра  $x_i$  на  $j$ -ой печи в проектном периоде;  $x_{ji}^{\bar{o}}$  – величина параметра  $x_i$  на  $j$ -ой печи в базовом периоде;  $k_{x_{ji}}^{\bar{o}}$  – коэффициент передачи (корректировочный коэффициент) по на  $j$ -ой печи по  $i$ -му каналу воздействия, определяемый по модели доменной плавки по результатам работы соответствующей доменной печи в базовом периоде [3, 4, 7, 8].

В общем виде значение параметров доменной плавки в проектном периоде определяется по правилу аддитивности:

$$y_j^{np} = \sum \Delta y_{ji} + y_j^{\bar{o}}, \quad (2)$$

где  $\sum \Delta y_{ji}$  – сумма изменений параметра  $y$ , вызванных изменениями различных параметров  $x$  на  $i$ -ой печи;  $y_j^{\bar{o}}$  – значение  $j$ -го параметра  $y$  в базовом периоде.

**Ограничения на значения параметров** предусматривают задание:

- теоретической температуры горения на фурмах  $T_j$ , °С:  
 $T_j^{min} \leq T_j \leq T_j^{max}$ ;
- обобщенного показателя теплового состояния низа печи  $Q_{ni}$ , МДж/т чугуна:  $Q_{nj}^{min} \leq Q_{nj} \leq Q_{nj}^{max}$ ;
- отношения теплоемкостей потоков шихты и газов в шахте  $m_j$ , доли:  $m_j^{min} \leq m_j \leq m_j^{max}$ ;

– степени уравновешивания шихты газовым потоком  $Cy_j$ , доли:  $Cy_j^{min} \leq Cy_j \leq Cy_j^{max}$ ;

– свойств шлака:

- вязкости шлака при заданной температуре на выпуске ( $\eta_{шл}$ ),  $1400^\circ\text{C}$  – ( $\eta_{шл}^{1400}$ ),  $1500^\circ\text{C}$  – ( $\eta_{шл}^{1500}$ ):  $\eta_{шл}^{min} \leq \eta_{шл} \leq \eta_{шл}^{max}$ ;  $\eta_{шл}^{1400 min} \leq \eta_{шл}^{1400} \leq \eta_{шл}^{1400 max}$ ;  $\eta_{шл}^{1500 min} \leq \eta_{шл}^{1500} \leq \eta_{шл}^{1500 max}$ ;
- градиентов вязкости шлака  $\Delta\eta_{0,7}^{2,5}$  и  $\Delta\eta_{1400}^{1500}$ :  $\Delta\eta_{0,7}^{2,5}$  – показывает насколько быстро шлак теряет подвижность в области пониженных температур («короткий» или «длинный» шлак) и численно равен изменению вязкости шлака при увеличении температуры шлака на  $1^\circ\text{C}$  в диапазоне вязкости шлака от 2,5 Па·с (25 пуаз) до 0,7 Па·с (7 пуаз):  $\Delta\eta_{0,7}^{min,2,5} \leq \Delta\eta_{0,7}^{2,5} \leq \Delta\eta_{0,7}^{max,2,5}$ ;  $\Delta\eta_{1400}^{1500}$  – показывает насколько устойчив шлак в области конечных (рабочих) температур, численно равный изменению вязкости шлака на  $1^\circ\text{C}$  в пределах  $1400 - 1500^\circ\text{C}$ :  $\Delta\eta_{1400}^{min,1500} \leq \Delta\eta_{1400}^{1500} \leq \Delta\eta_{1400}^{max,1500}$ ;

– содержания серы  $[S_j]$  и кремния  $[Si_j]$  в чугуне, %:  $[S_j^{min}] \leq [S_j] \leq [S_j^{max}]$ ;  $[Si_j^{min}] \leq [Si_j] \leq [Si_j^{max}]$ .

– расхода природного газа по печам  $V_j^{ПГ}$ , м<sup>3</sup>/час:  $V_j^{ПГ max} \leq V_j^{ПГ} \leq V_j^{ПГ min}$ .

**Ограничения в целом по цеху** предусматривают задание:

– суммарного расхода кокса на цех  $G_\Sigma^K$ , т/час:  $G_\Sigma^{K min} \leq G_\Sigma^K \leq G_\Sigma^{K max}$ .

– заданного цехового производства чугуна  $G_\Sigma^Ч$ , т/час :  $G_\Sigma^{Ч min} \leq G_\Sigma^Ч \leq G_\Sigma^{Ч max}$ .

– общего расхода природного газа на цех  $V_\Sigma^{ПГ}$ , м<sup>3</sup>/час:  $V_\Sigma^{ПГ min} \leq V_\Sigma^{ПГ} \leq V_\Sigma^{ПГ max}$ .

Предельно допустимые значения величин, т.е. численные значения параметров, определяются методом математического моделирования, а при отсутствии такой возможности – методом экспертных оценок, что позволяет осуществлять настройку модели на реальный процесс в том числе и путем формализации опыта инженерно-технического и технологического персонала [3, 4].

Блок «*Оптимизация*» предусматривает:

– задание целевой функции. В общем виде математическая модель оптимального распределения природного газа в доменном цехе содержит линейную целевую функцию и ограничения. Целевая функция сводит к максимуму эффективность использования природного газа в цехе:

$$Z = \sum_{j=1}^n \left\{ \alpha (e_j C_K - C_{ПГ}) + (1 - \alpha) C_{ПГ} [\Delta П_j^{ПГ} - e_j \Delta П_j^K] \right\} V_j^{ПГ} \rightarrow \max, \quad (3)$$

где  $Z$  – эффективность использования природного газа в цехе, руб./час;  $n$  – количество печей в цехе, шт;  $\alpha$  – весовой коэффициент, который определяет, что предпочтительнее – выигрыш в денежном выражении или в производительности,  $0 < \alpha \leq 1$ ;  $e_j$  – эквивалент замены кокса на природный газ, кг кокса/м<sup>3</sup> природного газа;  $C_K$  – стоимость кокса, руб./кг кокса;  $C_{ПГ}$  – стоимость природного газа, руб/м<sup>3</sup>;  $C_{ПГ}$  – условно постоянный коэффициент, который показывает на сколько увеличиваются затраты при увеличении производительности, руб./т чугуна;  $\Delta П_j^{ПГ}$  – изменение производительности  $j$ -й печи при увеличении расхода природного газа на 1 м<sup>3</sup>, т чугуна/м<sup>3</sup> ПГ;  $\Delta П_j^K$  – изменение производительности  $j$ -й печи при увеличении расхода кокса на 1 кг, т чугуна/кг кокса;  $V_j^{ПГ}$  – расход природного газа на  $j$ -й печи, м<sup>3</sup> /час;

– решение задачи оптимизации.

Блок «*Анализ полученного решения*» предусматривает:

– расчет оптимальных значений расхода природного газа на печах и параметров работы отдельных печей и цеха в целом в проектный период;

– определение видов и значений лимитирующих параметров;

– выполнение анализа причин отсутствия решения (при его отсутствии).

По представленной модели разработана информационно-моделирующая система оптимизации распределения энергоресурсов в доменном цехе (рис. 2). Информационная система состоит из следующих модулей:

– модуль ввода и корректировки данных;

– модуль обработки входных данных;

– расчетный модуль;

– модуль оптимизации;

– модуль анализа;

– модуль вывода результатов.

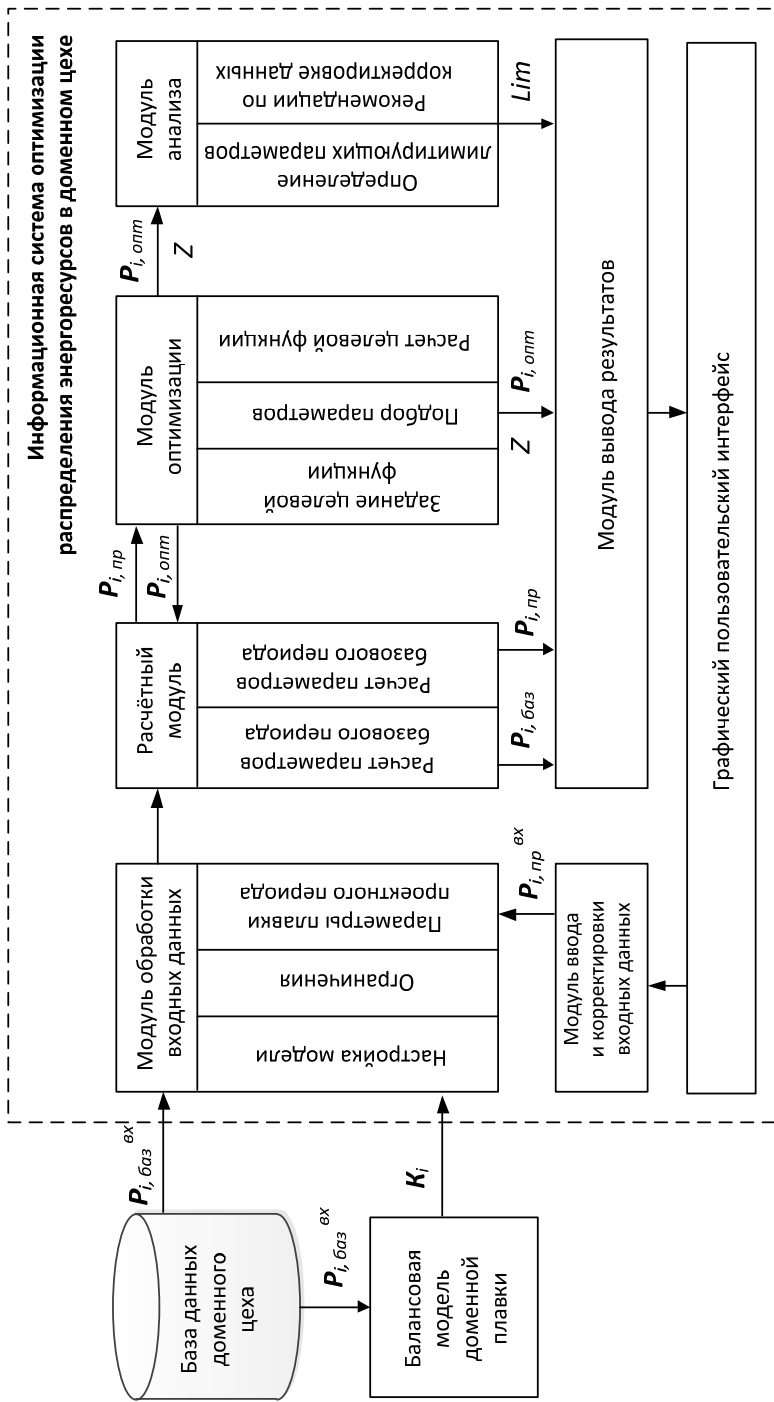


Рис. 2. Структура информационной системы оптимизации распределения энергоресурсов в доменном цехе:  
 $P_{i, баз}^{ex}$  – вектор входных параметров для базового периода;  $K_i$  – вектор корректировочных коэффициентов;  
 $P_{i, пр}^{ex}$  – вектор входных параметров для проектного периода;  $P_{i, пр}$  – вектор рассчитанных параметров для проектного периода;  $P_{i, баз}$  – массив рассчитанных параметров для базового периода;  
 $P_{i, опт}$  – массив оптимальных значений параметров;  $Z$  – значение целевой функции;  
 $Lim$  – массив лимитирующих параметров, которые не дают получить решение



При отсутствии решения в модуле анализа происходит определение входных параметров, значения которых не позволяют получить решение. Далее происходит корректировка значений данных параметров для проектного режима.

На рисунке 3 приведены результаты сравнительного анализа распределения топливно-энергетических ресурсов в группе доменных печей на основе данных работы доменного цеха ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат». Анализ результатов показал, что оптимизационная модель совместного распределения природного газа и кислорода позволяет эффективно использовать имеющиеся топливно-энергетические ресурсы с учетом технологических ограничений на работу отдельных печей и цеха в целом.

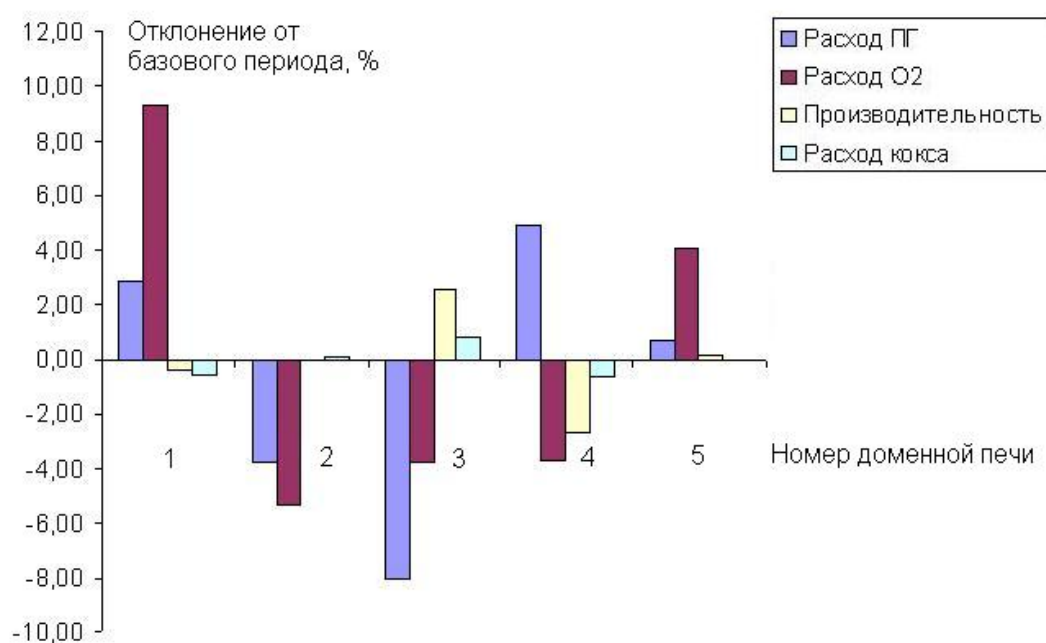


Рис. 3. Результаты сравнительного анализа распределения топливно-энергетических ресурсов в группе доменных печей

Использование разработанного модуля в современной информационно-моделирующей системе АСУ доменной плавки позволяет решать оперативные задачи управления технологией доменной плавки, обеспечивает повышение эффективности принятия решений инженерно-техническим персоналом в условиях изменений объема топливно-энергетических ресурсов, нестабильности состава и качества проплавленного железорудного сырья и конъюнктуры рынка. Представленная информационная система дополняет существующие решения в области планирования работы доменного цеха металлургических предприятий России.

### Список литературы

1. Цирлин А.М. Оптимальное управление технологическими процессами. – М.: Энегоатомиздат, 1986. – 400 с.
2. Оптимизация в технике / Г. Рейклейтис, А. Рейвиндран, К. Рэгсдел // М. : Мир, 1986. – 350 с.
3. Компьютерные методы моделирования доменного процесса / О.П. Онорин, Н.А. Спирин, В.Л. Терентьев [и др.]. Под ред. Н.А. Спирина. – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2005. – 301 с.
4. Модельные системы поддержки принятия решений в АСУ ТП доменной плавки / Н.А. Спирин, В.В. Лавров, В.Ю. Рыболовлев [и др.]. – Под ред. Н.А. Спирина. – Екатеринбург: УрФУ, 2011. – 456 с.
5. Оптимизация и идентификация технологических процессов в металлургии / Н.А. Спирин, В.В. Лавров, С.И. Паршаков [и др.]. – Под ред. Н.А. Спирина. – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2006. – 307 с.
6. Теория и практика прогнозирования в системах управления / С.В. Емельянов, С.К. Коровин, Л.П. Мышляев [и др.]. – М.: Издат. объединение «Российские университеты», 2008. – 487 с.
7. Mathematical model of the blast-furnace process / S.A. Zagajnov, O.P. Onorin, N.A. Spirin, Yu. G. Yaroshenko. Steel in Translation. – 2003. – Т. 33. – № 12. – С. 1–5.
8. Selecting the optimal natural-gas and oxygen distribution in blast furnaces by means of a model / V.V. Lavrov, I.A. Babin, N.A. Spirin. Steel in Translation. – 2007. – Vol. 37, No. 12. – P. 998–1001.

*Рукопись поступила 05.05.2014 г.*

УДК 669.162.263

**Спирин Н.А.** – д.т.н., профессор, ФГАОУ ВПО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина» (ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»), г. Екатеринбург, Россия

**Лавров В.В.** – к.т.н., доцент, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

**Истомин А.С.** – аспирант, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

**Гурин И.А.** – студент, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

**Бурькин А.А.** – к.т.н., доцент, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

**Щипанов К.А.** – к.т.н., доцент, ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н. Ельцина»

## **ПРОГРАММНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ СЫРЬЕВЫМИ РЕСУРСАМИ В ДОМЕННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ**

*В работе представлено программное обеспечение информационно-моделирующей системы для определения оптимального состава шихт и флюсов в аглодоменном производстве. В основу системы положен комплекс математических моделей: сквозного расчета агломерационной и доменной шихт; расчета технико-экономических показателей доменной плавки (расхода кокса, производительности) при изменении дутьевых параметров, свойств кокса и состава железорудной части шихты; расчета свойств первичного и конечного шлака, обессеривающей способности конечного шлака и прогнозирования содержания серы в чугунах; моделирования газодинамического режима доменной плавки; диагностики хода доменной плавки. Разработанное программное обеспечение предназначено для автоматизированного рабочего места технологического персонала доменного цеха. Его использование на ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» позволяет в режиме "советчика" выбирать виды материалов, их расходы для получения требуемого шлакового режима, а так же оценивать газодинамический режим и технико-экономические показатели доменной плавки.*

*Ключевые слова:* доменное производство, математическое моделирование, параметры плавки, железорудное сырье.

В условиях экономического кризиса металлургические предприятия работают при исключительной нестабильности спроса на металлопродукцию, что существенно сказывается на обоснованности выбора необходимого вида и объема поставок железорудного сырья и топ-

ливно-энергетических ресурсов (кокса, инжектируемого топлива, технологического кислорода). В силу исключительной энергоемкости и сложности доменного производства существенно возрастает роль научно обоснованных решений, направленных на выбор оптимального состава доменных и агломерационных шихт, подбора рационального шлакового, дутьевого, газодинамического и теплового режимов доменной плавки. Это определило потребность в разработке комплекса математических моделей, учитывающего физику аглодоменного процесса, основы теории тепло- и массообмена, законы сохранения энергии и одновременно учитывающего особенности влияния технологических параметров и стандартных характеристик сырья на показатели доменной плавки, и пригодного для оценки возможных сценариев поведения доменной печи. Необходимость учета кинетических факторов процесса восстановления и введение ГОСТИрованных характеристик металлургического сырья для доменных печей, удобных для практического использования техническим персоналом, вытекает из требований по повышению точности и адекватности математической модели.

Наиболее пригодными для решения задач анализа показателей работы печи, как показывает опыт, оказались принципы натурно-математического моделирования, при котором основой модели являются натурные (реальные) данные об объекте в их тесном сопряжении с математическими моделями, описывающими отдельные стороны процесса. Применение такого рода моделей возможно только в прямом информационном сопряжении с самими объектами. Этот подход и использовался в дальнейшем при разработке математических моделей процесса.

В основе решения задачи выбора оптимального состава шихт и флюсов в аглодоменном производстве положены модели:

- сквозного расчета агломерационной и доменной шихт;
- расчета технико-экономических показателей доменной плавки (расхода кокса, производительности) при изменении дутьевых параметров, свойств кокса и состава железорудной части шихты;
- расчета свойств первичного и конечного шлака, обессеривающей способности конечного шлака и прогнозирования содержания серы в чугуне;
- моделирования газодинамического режима доменной плавки;
- диагностики хода доменной плавки.

Обобщенная структура модели выбора состава железорудного сырья и флюсов приведена на рис. 1.

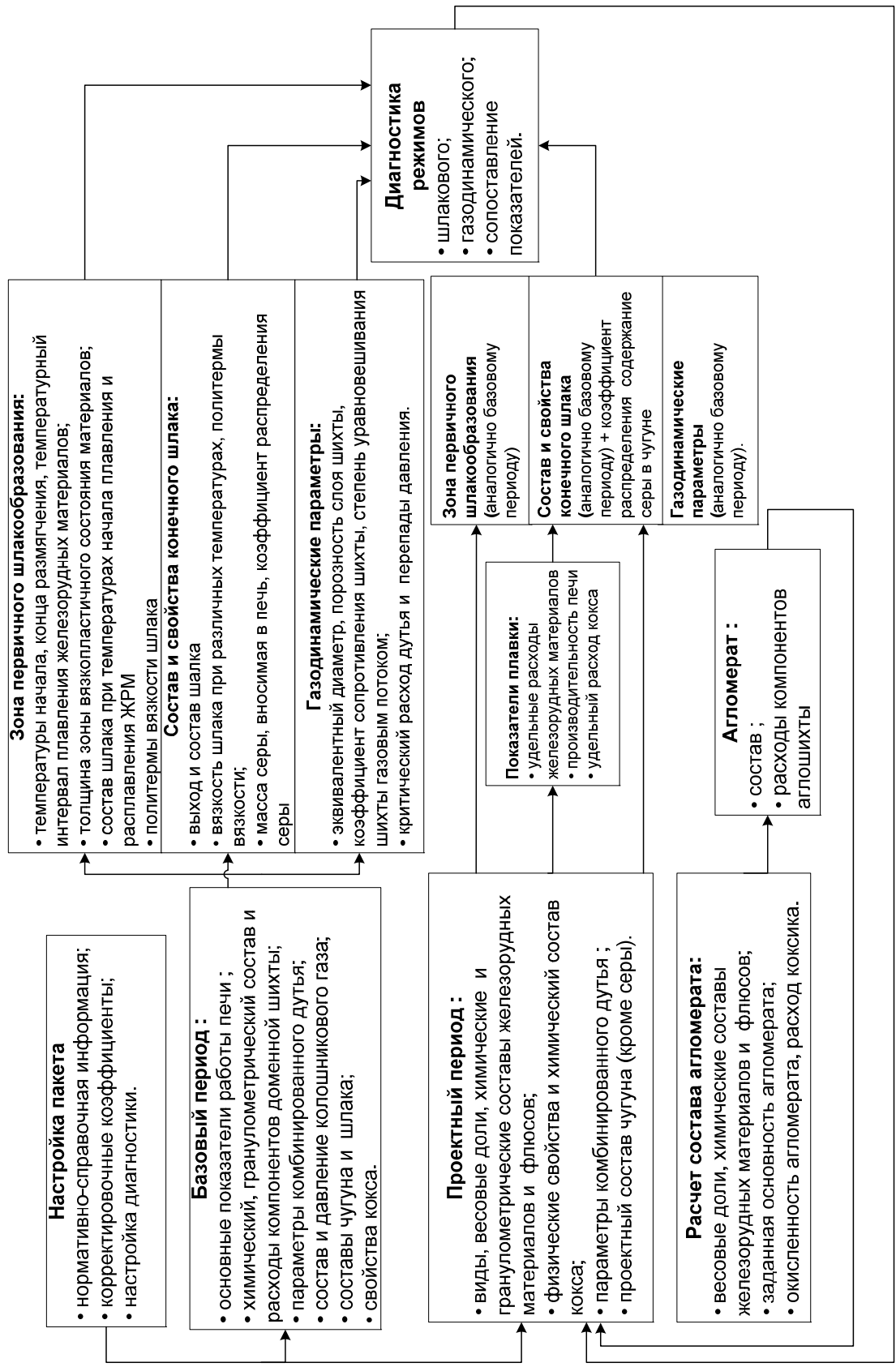


Рис. 1. Структура модели выбора состава железорудного сырья и флюсов

Анализ входных и выходных параметров позволяет констатировать, что математическая модель должна включать следующие взаимосвязанные блоки расчета:

1. состава агломерата;
2. теплового режима;
3. шлакового режима;
4. газодинамического режима.

Условно модель можно разделить на две части – модель базового состояния и прогнозирующую модель. Модель базового (эталонного) состояния позволяет оценивать состояние процесса по фактическим усредненным показателям за базовый (эталонный) период работы печи. При этом используется фактически доступная информация о работе печи: параметрах шихты, комбинированного дутья, колошниковога газа и продуктов плавки и др. Прогнозирующая же модель с использованием результатов, полученных с помощью модели базового (эталонного) состояния, позволяет оценить показатели доменного процесса в случае изменения видов и свойств железорудного сырья, кокса, флюсов, дутьевых параметров. Используемый принцип позволил построить модель доменного процесса, предназначенную для решения сформулированных выше задач и обладающую свойствами адаптируемости к конкретным условиям функционирования системы с учетом существующей информации о параметрах доменной плавки.

Необходимость блока «Настройка» в структуре модели, включающего подсистемы «Нормативно-справочная информация»; «Корректировочные коэффициенты»; «Настройка диагностики» обусловлена требованиями настройки модели на конкретные условия функционирования системы. Производительность доменных печи и удельный расход кокса определяют основные технико-экономические показатели доменной плавки.

К основным задачам блока теплового режима относятся оценка влияния режимных параметров на удельный расход кокса (рудную нагрузку), а также прогноз химического состава продуктов плавки при изменении параметров загружаемой шихты и комбинированного дутья. Модель базового состояния по натурным данным о параметрах и показателях работы печи позволяет оценить вектор показателей состояния системы и используется для расчета коэффициентов настройки (адаптации) прогнозирующего блока модели. Прогнозирующая модель оценивает проектные показатели доменного процесса при изменении условий плавки относительно текущего состояния.

В модели предусмотрена возможность учета следующих свойств железорудных материалов: химического состава; гранулометрическо-

го состава, восстановимости, прочности при восстановлении (метод RDI) и температур:

- начала плавления (размягчения), соответствует началу усадки – температуре образования первых порций жидких фаз;
- плавления (расплавления), соответствует температуре появления подвижного шлакового расплава.

Оценка физико-химических и физико-механических свойств кокса осуществлялась по: техническому составу; гранулометрическому составу; прочности кокса: холодная (показатели M25, M40, M10) и «горячая» (CSR); реакционная способность кокса (показатель CRI). При разработке модели учитывалось, что между реакционной способностью кокса и его «горячей» прочностью существует тесная корреляционная связь - увеличение реакционной способности кокса приводит к снижению «горячей» прочности кокса.

При этом влияние восстановимости, прочность при восстановлении (RDI) железорудных материалов, гранулометрическому составу; прочности кокса: холодная (M25, M40, M10) и «горячая» (CSR); реакционная способность кокса (CRI) учитывается корректировочными коэффициентами в блоке «Настройка».

*Расчет свойств агломерата.* Предусмотрены два варианта расчета свойств агломерата:

1. Расчет на заданную основность агломерата (определяется расход известняка).
2. Расчет состава агломерата при известном расходе флюсов.

В основе решения задачи расчета состава агломерата лежит система двух уравнений: материального баланса и основности агломерата.

Структура модели расчета параметров первичного шлака приведена на рис. 2.

При расчете состава и выхода первичного шлака:

1. предполагалось, что прямое восстановление оксида железа осуществляется при температура выше 1000 С, поэтому содержание монооксида железа при этой температуре ( $FeO_{пр}$ ) определяется степенью прямого восстановления;
2. учитывалось, что зола кокса и флюсы не участвуют в процессах первичного шлакообразования и поэтому в расчете состава и выхода шлака не учитываются;
3. использовалось допущение об экспоненциальной зависимости содержания монооксида железа от температуры расплава.

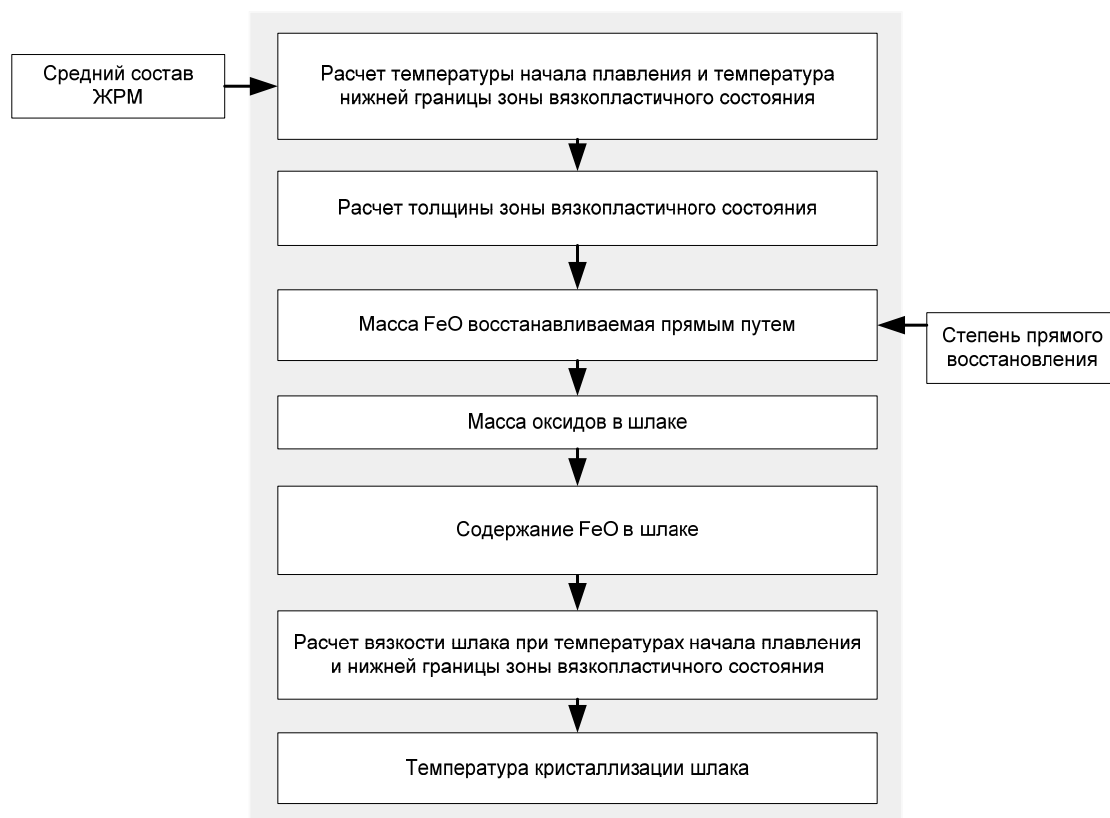


Рис. 2. Структура модели расчета параметров первичного шлака

Для расчета температур начала размягчения (плавления) ( $T_{НП}$ ) и расплавления (плавления) ( $T_p$ ) использовались опубликованные в литературе данные и известные эмпирические уравнения. При определении температурного интервала зоны вязко-пластичного состояния материалов, толщины вязко-пластичного состояния материалов ( $h_{ВП}$ ) использовались допущения о том, что газодинамическую напряженность зоны вязко-пластичных масс создает слой железорудных материалов с момента 50%-ной усадки слоя, а также об экспоненциальном изменении температур в пределах нижней ступени теплообмена.

Таким образом, предложенная модель позволяет определять:

1. температурный интервал и толщину зоны вязко-пластичного состояния железорудных материалов;
2. изменение состава первичного шлака по ее высоте;
3. изменение вязкости по толщине зоны вязко-пластичного состояния железорудных материалов.

Моделирование свойств конечного шлака включает блоки:

- определение выхода, состава и политермы вязкости конечного шлака;



- расчета десульфурисуемой способности шлака и содержания серы в чугуне;
- диагностику шлакового режима.

Структура модели расчета параметров конечного шлака приведена на рис. 3.

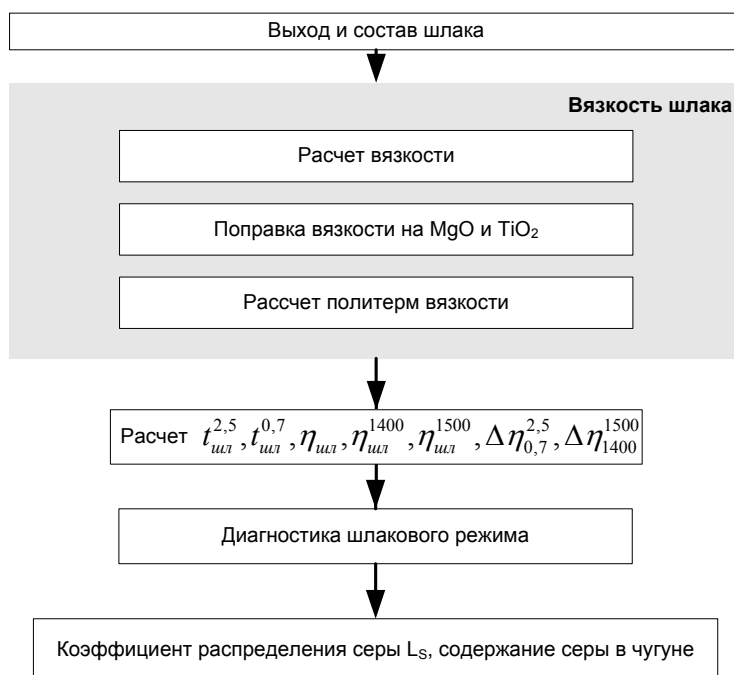


Рис. 3. Структура модели расчета параметров конечного шлака

В основе расчета выхода и состава шлака (содержание в шлаке CaO, SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, MnO, MgO, TiO<sub>2</sub>) лежат уравнения материальных балансов основных химических элементов и их соединений. Выход шлака рассчитывается по балансу шлакообразующих элементов. В основе аналитического расчета вязкости шлака лежат математическая обработка диаграммы тройной шлаковой системы CaO–Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>–SiO<sub>2</sub> при температурах 1400 и 1500°С в области реальных значений доменных шлаков и известная зависимость вязкости гомогенных шлаковых расплавов от температуры. Предусмотрено введение поправки на содержание в шлаке других оксидов (MgO и др.).

Параметрами полученной политермы вязкости являются:

- температура плавления шлака, за которую принимается ее значение, при которой вязкость шлака равна 2,5 Па·с (25 пуаз) ( $t_{шл}^{2,5}$ ); температура шлака, соответствующая предельно допустимой вязкости шлака, условно принятая равной 0,7 Па·с (7 пуаз), ( $t_{шл}^{0,7}$ );

- вязкость шлака при заданной температуре: на выпуске ( $\eta_{\text{шл}}$ ), 1400 °С – ( $\eta_{\text{шл}}^{1400}$ ), 1500 °С – ( $\eta_{\text{шл}}^{1500}$ );
- градиенты вязкости шлака  $\Delta\eta_{0,7}^{2,5}$ ,  $\Delta\eta_{1400}^{1500}$ :
  - $\Delta\eta_{0,7}^{2,5}$  – показывает насколько быстро шлак теряет подвижность в области пониженных температур («короткий» или «длинный» шлак) и численно равный изменению вязкости шлака при увеличении температуры шлака на 1 °С в диапазоне вязкости шлака от 2,5 Па·с (25 пуаз) до 0,7 Па·с (7 пуаз);
  - $\Delta\eta_{1400}^{1500}$  – показывает насколько устойчив шлак в области конечных (рабочих) температур, численно равный изменению вязкости шлака на 1 °С в пределах от 1400 до 1500 °С.

*Оценка десульфурисуемой способности шлака и прогнозного содержания серы в чугуне.* В основе расчета изменения содержания серы в чугуне лежит баланс серы, который составляется из всех серосодержащих компонентов шихты, шлака и чугуна. Отношение коэффициента распределения серы в проектный период ( $L_S$ ) по отношению к базовому ( $L_S^0$ ) определяется по уравнению, полученному на основании обработки опытных данных работы доменных печей ОАО «ММК».

*Моделирование газодинамического режима.* Целью моделирования является оценка влияния параметров дутья и загружаемой шихты на перепад давления в доменной печи. Структура блока моделирования дутьевого и газодинамического режимов приведена на рис. 4

В основе моделирования процессов газодинамики лежит общеизвестное уравнение Эгона, позволяющее оценить влияние параметров шихты, газа, расплава и характера взаимодействия между этими потоками. В качестве критерия устойчивости слоя шихты в печи при воздействии на него газового потока принимается степень уравнивания (СУ) шихты газом.

*При определении оптимального состава шихты, подбора рациональных дутьевых параметров неизбежно решение оптимизационных задач, т.к. приходится при выборе оптимальных управляющих воздействий учитывать комплекс ограничивающих параметров. В общем случае эти ограничения сводятся к следующему:*

- обеспечение нормального теплового состояния печи;
- реализация рационального газодинамического режима;
- обеспечение нормального шлакового режима;
- получение чугуна с допустимым содержанием в нем серы.

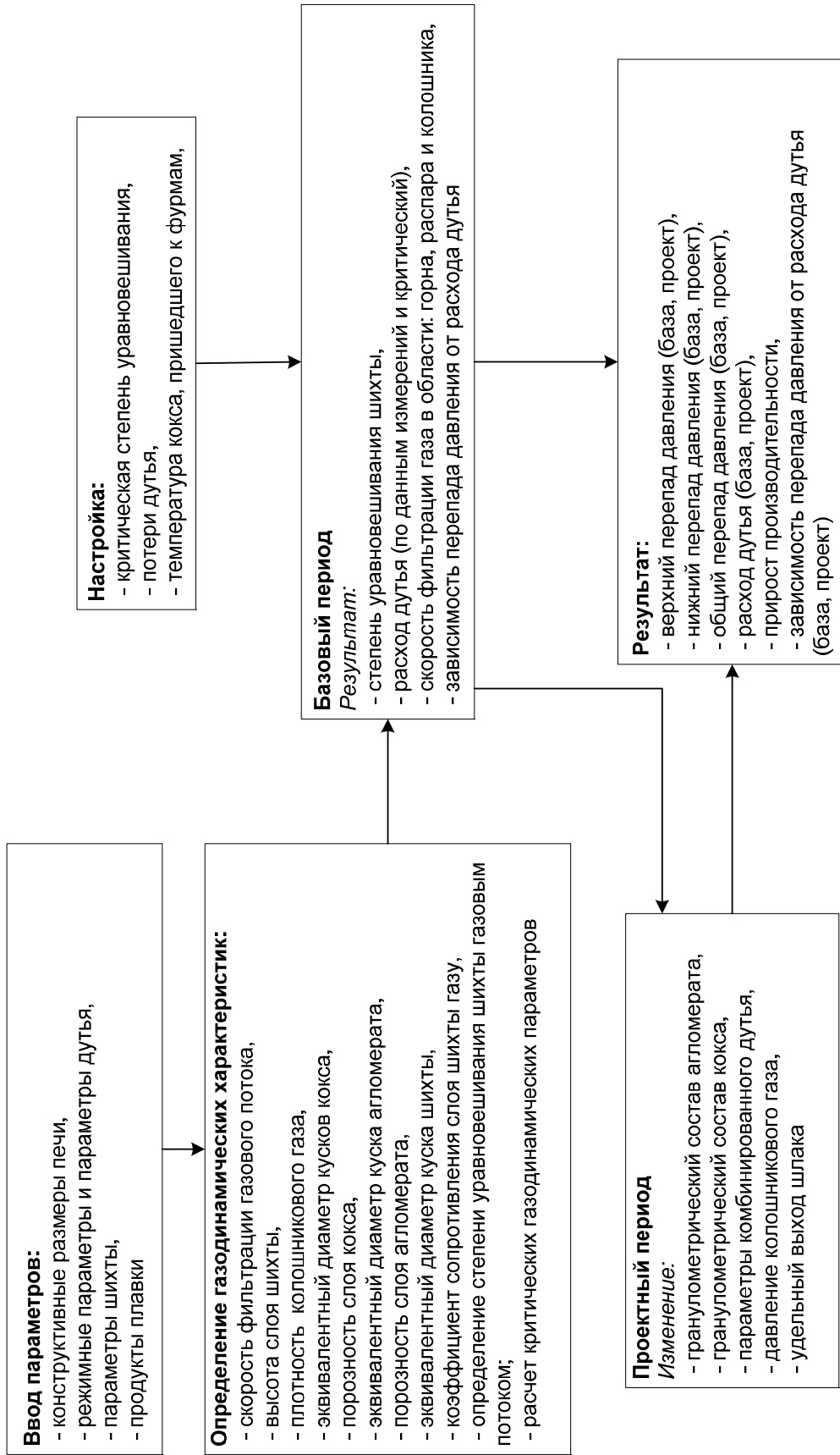


Рис. 4. Структура модели газодинамического режима

При решении задач оптимизации предусмотрен учет следующих ограничений: теоретической температура горения на фурмах ( $T_\phi$ ),  $СУ$ ,  $\eta_{\text{шл}}^{1400}$ ,  $\eta_{\text{шл}}^{1500}$ ;  $\Delta\eta_{0,7}^{2,5}$ ,  $\Delta\eta_{1400}^{1500}$ , содержания серы в чугунае [S].

Предельно допустимые значения величин  $T_\phi$ ,  $СУ$ ,  $\eta_{\text{шл}}^{1400}$ ,  $\eta_{\text{шл}}^{1500}$ ,  $\Delta\eta_{0,7}^{2,5}$ ,  $\Delta\eta_{1400}^{1500}$  определялись путем анализа численных значений этих показателей в базовые периоды, которые характеризуются хорошим шлаковым и газодинамическим режимом, методом экспертных оценок. Это позволяет осуществлять настройку модели на реальный процесс путем формализации опыта инженерно-технического и технологического персонала. Предусмотрены следующие варианты целевых функции: минимум удельного расхода кокса; максимум производительности; свертка указанных критериев с возможностью настройки весового коэффициента.

Программное обеспечение выбора поставок сырья и оптимального состава шихт в аглодоменном производстве, разработанное для АРМ инженерно-технологического персонала доменного цеха и управления технологией, исследовательских центров металлургических предприятий, представляет собой комплекс информационно связанных интерактивных (диалоговых) программных модулей, объединенных в общую оболочку, включает следующие модули:

- формирования набора данных о фактических параметрах работы доменной печи (или цеха в целом);
- определения комплекса расчетных параметров и оценку состояния процесса в базовый период;
- формирования набора данных о работе доменной печи (цеха в целом) при планировании производства, прогноза изменения показателей работы отдельных печей и цеха в целом;
- определения комплекса расчетных параметров состояния процесса при колебаниях топливно-сырьевых условий их работы, а также при изменении параметров плавки и требований, предъявляемых к химическому составу продуктов плавки;
- визуализации: отображение в табличном и графическом видах показателей работы доменного цеха за период, указанный пользователем при загрузке данных, сопоставительный анализ работы доменных печей;
- диагностики газодинамического, шлакового и теплового режимов работы доменной печи (цеха в целом) в различные периоды.

Предусматривается многовариантность моделирования проектного периода.

В общем случае, рациональный режим доменной плавки при изменении поставок железорудного сырья для доменных печей, железорудных компонентов аглошихты, а также при изменении свойств кокса обеспечивается многовариантной корректировкой:

- составом железорудной части агломерационной шихты;
- расходами флюсов (известняка, доломита) в агломерационную шихту;
- расходами флюсов (известняка, кварцита и т.п.) в доменную шихту;
- соотношением компонентов железорудной части доменной шихты;
- дутьевыми параметрами и параметрами комбинированного дутья;
- возможна любая комбинация указанных вариантов.

Приложение расчета позволяет оперировать с неограниченным количеством как базовых, так и проектных периодов. При этом эти периоды могут находиться в различных отношениях между собой, возможна любая комбинация проектных и базовых периодов. В основу разработки информационно-моделирующей системы положена современная трехзвенная архитектура (рис. 5):

При такой архитектуре, помимо клиента и сервера баз данных, присутствует сервер приложений, выполняющий роль промежуточного звена, что обеспечивает известные преимущества при интеграции программного обеспечения в единое информационное пространство крупного металлургического предприятия. Предусмотрено вспомогательное программное обеспечение, позволяющее в автоматическом режиме формировать файлы с исходными данными для расчета на основании данных о работе находящихся в единой базе данных предприятия.

При формировании набора данных о работе печи в базовом периоде исходная информация о параметрах и показателях процесса автоматически считывается из базы данных. Решение задачи прогноза показателей работы печи позволяет в диалоговом режиме оценить изменение ее показателей при колебаниях топливно-сырьевых условий, а также при изменении параметров плавки и требований, предъявляемых к химическому составу продуктов плавки.

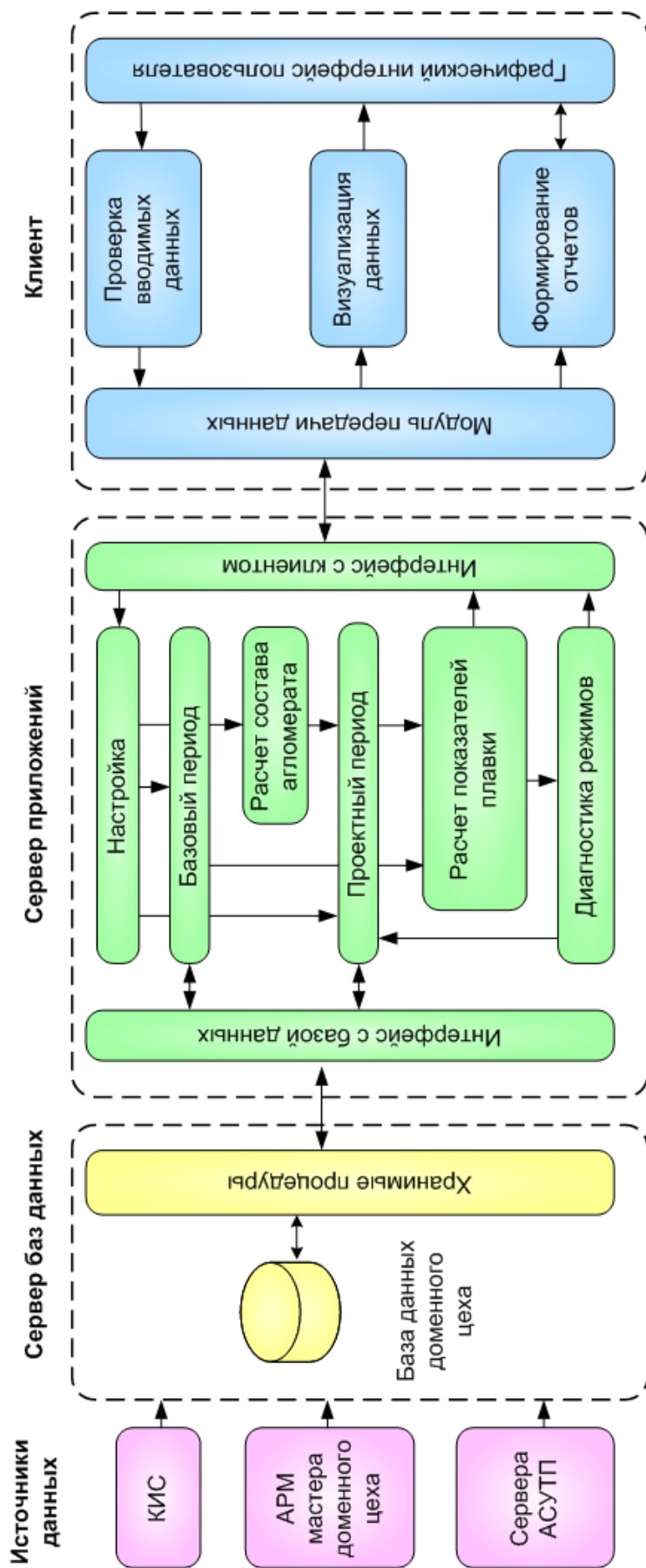


Рис. 5. Архитектура информационно-моделирующей системы выбора состава железорудных компонентов шихты в аглодоменном производстве

Разработанное программное обеспечение предназначено для автоматизированного рабочего места технологического персонала доменного цеха. Его использование свидетельствует об адекватности разработанной модели, возможности адаптации модели, настройки пакета на конкретные условия функционирования системы и позволяет в режиме "советчика" выбирать виды материалов, их расходы для получения требуемого шлакового режима, а также оценивать газодинамический режим и технико-экономические показатели доменной плавки.

### Список литературы

1. Jun-ichiro Yagi. Mathematical model of blast furnace Progress and application to new technology development. 6th International Congress on the Science and Technology of Ironmaking – ICSTI, 42nd International Meeting on Ironmaking and 13th International Symposium on Iron Ore, October 14th to 18th, 2012, Rio de Janeiro, RJ, Brazil. p.1660-1674. Professor Emeritus of Tohoku University, Tohoku University, Sendai, Japan.
2. Blast furnace Phenomena and modelling / Ed. By Yasuo Omori. Elsevier applied science. – London and New York, 1987. – 631 p.
3. Металлургия чугуна; под ред. Ю. С. Юсфина. – М.: ИКЦ «Академкнига», 2004. – 774 с.
4. Модельные системы поддержки принятия решений в АСУ ТП доменной плавки / Н.А. Спири́н, В.В. Лавров, В.Ю. Рыболовлев, А.В. Краснобаев, О.П. Онорин, И.Е. Косаченко; под ред. Н.А. Спирина. Екатеринбург: УрФУ, 2011. 462 с.
5. Компьютерные методы моделирования доменного процесса / О.П. Онорин, Н.А. Спири́н, В.Л. Терентьев, Л.Ю. Гилева, В.Ю. Рыболовлев, И.Е. Косаченко, В.В. Лавров, А.В. Терентьев; под ред. Н.А. Спирина. – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2005. – 301 с.
6. Свидетельство государственной регистрации программы для ЭВМ № 2013617315. Информационно-моделирующая система выбора оптимального состава доменной шихты / В.В. Лавров, Н.А. Спири́н, А.А. Бурыкин, Е.А. Девятых. Заявл. 18.11.2011; зарегистрировано в реестре программ для ЭВМ 08.08.2013 (РФ).
7. Товаровский И.Г., Большаков В.И., Меркулов А.Е. Аналитические исследования доменной плавки // Днепропетровск: ЧМП «Экономика», 2011. – 206 с.
8. Теория и практика прогнозирования в системах управления / С.В. Емельянов, С.К. Коровин, Л.П. Мышляев, А.С. Рыков, В.Ф. Евтушенко, С.М. Кулаков, Н.Ф. Бондарь. – Кемерово; М.: Издат.

объединение «Российские университеты»: Кузбассвузиздат – АСТШ, 2008. – 487 с.

9. Одинцов И.О. Профессиональное программирование. Системный подход. 2-е изд. перераб. и доп. / И.О.Одинцов. – СПб.: БХВ-Петербург, 2004. – 624 с.

*Рукопись поступила 05.05.2014 г.*



УДК 669.187:541.123

**Харченко А.В.** – к.т.н., доцент, Запорожская государственная инженерная академия (ЗГИА)

**Иванов В.И.** – старший преподаватель, ЗГИА

**Радченко Ю.Н.** – к.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины

## РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА УСКОРЕННОГО ОХЛАЖДЕНИЯ СОРТОВОГО ПРОКАТА

*Предложена математическая модель процесса ускоренного охлаждения сортового проката на основе модифицированного уравнения теплопроводности для цилиндра бесконечной длины, учитывающего неоднородность коэффициента температуропроводности по его сечению в условиях больших градиентов температуры. Математическую модель можно использовать в системах автоматизированного контроля и управления процессами сортовой прокатки в качестве интеллектуального ядра.*

*Ключевые слова: сортовой прокат, ускоренное охлаждение, математическая модель, уравнение теплопроводности, коэффициент температуропроводности.*

### Введение

Известные аналитические решения при моделировании процесса ускоренного охлаждения сортового проката описывают случаи одностадийного охлаждения при усредненных значениях теплофизических свойств металла и воды по времени [1]. При определении параметров двухстадийного охлаждения в работе [2] также используют аналитическое решение для граничных условий первого или второго рода с усреднением теплофизических свойств металла и воды во времени. Средние значения температуры после каждой из стадий определяют, исходя из предположения о равномерном понижении ее величины на каждой из стадий, что позволяет определить длины охлаждающих секций по критерию Фурье при допущении о постоянстве коэффициента температуропроводности.

### Постановка задачи

В работе ставится задача разработки адаптируемой математической модели процесса ускоренного охлаждения проката с учетом не-

однородности коэффициента температуропроводности по его сечению. Исходными данными для моделирования служат диаметр проката, исходное распределение температуры по его сечению на выходе из чистовой клетки прокатного стана, конструкция установки ускоренного охлаждения, длины участков выравнивания температуры на воздухе, линейные скорости проката и воды, а также температура воды на входе в камеру.

### Изложение основного материала

Изменение температурного состояния металла во времени можно определить с использованием решения дифференциального уравнения теплопроводности, которое, с учетом зависимости теплофизических свойств металла от температуры  $T$ , имеет вид:

$$C(T) \cdot \rho(T) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] + q_V, \quad (1)$$

где  $\lambda(T)$  – коэффициент теплопроводности металла, Вт/(м·К);  $C(T)$  – теплоемкость, Дж/(кг·К);  $\rho(T)$  – плотность, кг/м<sup>3</sup>;  $q_V$  – теплота, выделяемая от действия внутренних источников, Вт/м<sup>3</sup>;  $x, y, z, \tau$  – пространственные и временная координаты, м, м, м, с, соответственно.

В начальный момент времени периода охлаждения  $\tau = 0$  распределение температуры по сечению металла в конце прокатки принимается в виде зависимости  $T_n = f(x, y, z)$ .

Учитывая форму сечения прокатываемого металла, а также отсутствие в нем внутренних источников теплоты, дифференциальное уравнение (1) можно преобразовать к частному виду. Так, в случае прокатки круглых (арматурных) профилей оно принимает следующий вид:

$$C(T) \cdot \rho(T) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial r} \left[ \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{m}{r} \cdot \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial r} \quad (2)$$

с начальными условиями  $\tau = 0$ ;  $T_n = f(r)$ , где  $r$  – радиальная координата поперечного сечения проката, м;  $m$  – коэффициент формы поперечного сечения проката.

При практических расчетах полей температуры при охлаждении круглого профиля используют уравнение теплопроводности (2) для цилиндра бесконечной длины в виде:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{m}{r} \frac{\partial T}{\partial r} - \frac{1}{a(T)} \frac{\partial T}{\partial \tau} = 0, \quad (3)$$

где  $a(T)$  – коэффициент температуропроводности металла,  $\text{м}^2/\text{с}$ .

Анализ результатов расчетов, полученных при помощи данного уравнения, позволил установить, что при большой скорости охлаждения проката от высоких температур с последующим выравниванием температуры по его сечению на воздухе происходит некоторое некомпенсированное повышение среднемассовой температуры, что противоречит закону сохранения тепловой энергии. Такой эффект наблюдается, если коэффициент температуропроводности  $a(T)$  рассчитывают на каждом шаге по времени индивидуально для каждого радиального сечения как функцию температуры. Нежелательный эффект устраняют использованием в уравнении (3) единого усредненного коэффициента температуропроводности для всех радиальных сечений. Однако при этом заведомо искажается расчетное поле температуры, так как величина  $a(T)$  существенно зависит от температуры металла, которая при больших скоростях охлаждения в разных сечениях может отличаться на значительную величину.

Данную проблему решают заменой уравнения (3) обобщенным уравнением теплопроводности для цилиндра бесконечной длины, в котором учитывают факт неравенства нулю радиального градиента температуропроводности  $\partial a(T, r)/\partial r$ :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{m}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{a(T, r)} \frac{\partial a(T, r)}{\partial r} \frac{\partial T}{\partial r} - \frac{1}{a(T, r)} \frac{\partial T}{\partial \tau} = 0. \quad (4)$$

Предполагая, что движение охлаждающей среды является равномерным и осесимметричным, граничные условия охлаждения записывают в виде:

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0; \quad (5)$$

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = \alpha_{\Sigma} \cdot (T_w - T_N) \Big|_{r=r_0}, \quad (6)$$

где  $r_0$  – радиус поперечного сечения проката, м;  $T_w, T_N$  – температура охлаждающей воды на поверхности проката и температура поверхности проката соответственно. Величину  $T_w$  принимают равной средней температуре воды, установившейся в данной точке секции охлаждения, что оправдано интенсивным перемешиванием слоев воды в турбулентном потоке.

Разработана математическая модель и алгоритм многостадийного ускоренного комбинированного прямоточного охлаждения водой сор-

тового проката с выравниванием температуры по сечению на воздухе. Модель основана на применении численного решения дифференциального уравнения (4) методом конечных разностей для определения распределения температуры по сечению цилиндрического стержня бесконечной длины. Система  $(N-1)$  конечно-разностных уравнений для уравнения (4) относительно неизвестных величин температуры в каждом сечении  $T_j$  имеет вид:

$$\frac{T_{j-1} + T_{j+1} - 2T_j}{(\Delta r)^2} + \frac{m \cdot (T_{j+1} - T_{j-1})}{2r_j \cdot \Delta r} + \frac{(a_{j+1} - a_{j-1}) \cdot (T_{j+1} - T_{j-1})}{4a_j \cdot (\Delta r)^2} - \frac{T_j - T_{j,\tau-\Delta\tau}}{a_j \cdot \Delta\tau} = 0, \quad (7)$$

где  $j = 1 \dots N-1$ .

Совокупность граничных условий (5) и конечно-разностных уравнений (6) – всего  $N+1$  уравнений – решают методом прогонки. Процедура прогонки для уравнения теплопроводности (4) предусматривает:

– задание начальной температуры  $t_j$  в каждом радиальном сечении  $j = 0 \dots N$ ;

– вычисление коэффициентов температуропроводности в радиальных сечениях  $j = 0 \dots N$ :

$$a_j = \frac{\lambda(T_j)}{C(T_j) \cdot \rho(T_j)}; \quad (8)$$

– вычисление прогоночных коэффициентов  $\alpha_1, \beta_1$ :

$$\alpha_1 = \frac{1}{1 + 0,5W_0}; \quad \beta_1 = \frac{T_0}{1 + 2/W_0}, \quad (9)$$

где функцию  $W$  определяли как  $W_j = (\Delta r)^2 / a_j \cdot \Delta\tau$ ,  $\Delta r, \Delta\tau$  – шаг по радиусу и по времени соответственно;

– рекурсивное вычисление прогоночных коэффициентов  $\alpha_{j+1}, \beta_{j+1}$  для  $j = 1 \dots N-1$ :

$$\alpha_{j+1} = \frac{2 - X}{Y}; \quad \beta_{j+1} = \frac{X \cdot \beta_j + W_j \cdot T_j}{Y}, \quad (10)$$

где величины  $X$  и  $Y$  определены как

$$X = 1 - 0,5 \left( \frac{m}{j} + \frac{a_{j+1} - a_{j-1}}{2a_j} \right); \quad Y = 2 + W_j - X \cdot \alpha_j \quad (11)$$

– определение температуры поверхности:

$$T_N = \frac{Z \cdot T_W + 0,5W_N \cdot T_N + \beta_N}{1 + Z + 0,5W_N - \alpha_N}, \quad (12)$$

где  $Z = \alpha_\Sigma \cdot \Delta r / \lambda(T_N)$ ;  $\alpha_\Sigma$  – коэффициент теплоотдачи.

– рекурсивное определение температуры по сечению проката ( $j = N-1 \dots 0$ ):

$$T_N = \alpha_{j+1} \cdot T_{j+1} + \beta_{j+1}. \quad (13)$$

Шаг по времени рекомендуется принимать в соответствии с критерием Фурье:

$$\Delta\tau \leq \frac{(\Delta r)^2}{k \cdot \bar{\alpha}_\Sigma}, \quad (14)$$

где  $\bar{\alpha}_\Sigma$  – среднemasсовый коэффициент теплоотдачи;  $k = 2$ . Для обеспечения устойчивости алгоритма предпочтительным является значение  $k = 5$ .

Необходимые для расчета зависимости теплофизических параметров, в частности, плотности, удельной теплоемкости, энтальпии, коэффициента теплопроводности стали от температуры охлаждения получают статистической обработкой табличных данных [3 – 5] во всем интервале температур охлаждения.

### Выводы

Разработана математическая модель процесса ускоренного охлаждения сортового проката, которая учитывает неоднородность коэффициента температуропроводности по его сечению в условиях больших градиентов температуры. Данная модель позволяет определять такие параметры охлаждения, как давление воды на форсунках и в камерах охлаждения, расход воды на охлаждение, поле температуры и среднemasсовую температуру проката на каждой стадии охлаждения и выравнивания температуры, а также температуру воды на выходе из камеры охлаждения.

### Список литературы

1. Траянов Г. Г. Принудительное охлаждение проката и слябов в черной металлургии / Г. Г. Траянов, Ю. И. Липунов. – М. : Металлургия, 1989. – 181 с.
2. Киркин Д. С. Совершенствование тепловой работы секций участка ускоренного охлаждения сортового проката на основе математического моделирования / Д. С. Киркин, Ю. А. Калягин // Вестник Череповецкого технического университета. – 2006. – № 2. – С. 68-70.
3. Ривкин С. Л. Термодинамические свойства воды и водяного пара / С. Л. Ривкин, А. А. Александров. – Справочник. – М. : Энерго-

атомиздат, 1984. – 80 с.

4. Зиновьев В. Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах / В. Е. Зиновьев. – Справочное издание. – М. : Металлургия, 1989. – 384 с.

5. Идельчик И. Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям / И. Е. Идельчик. – М. : Машиностроение, 1992. – 672 с.

*Рукопись поступила 12.04.2014 г.*

УДК 669.168

**Цыбуля Е.И.** – к.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

## **ОСОБЕННОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУР В ФУТЕРОВКЕ ВРАЩАЮЩЕЙСЯ ПЕЧИ ДЛЯ ПРОКАЛИВАНИЯ АНТРАЦИТА**

*Изложены результаты математического моделирования теплофизических процессов отопления вращающейся печи (ВП) и распределения температур по толщине и длине футеровки применительно к условиям производства термоантрацита. Представлены аналитические зависимости температуры рабочей поверхности ВП от температуры кожуха при различной толщине огнеупорного слоя «горячей» зоны печи. С использованием разработанной модели исследовано температурное поле ВП ПАО «Укрграфит» и выявлены четыре температурные зоны, в которых температура на 130 °С, 340 °С, 195 °С и 200 °С выше усредненной по тренду.*

*Ключевые слова: вращающаяся печь, футеровка, периклазохромит, шамот, температура стального кожуха, распределение температур.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами**

Производимый на ОАО «Укрграфит» термоантрацит путем прокаливания донецкого антрацита во вращающихся печах (ВП) широко используется в производстве углеграфитовой продукции. К качеству термоантрацита предъявляются высокие требования по показателю удельного электрического сопротивления (УЭС), которое должно быть по возможности меньше. Необходимость получения низких значений УЭС (не выше 1100 мкОм·м) производимого термоантрацита обуславливает необходимость повышения температуры его прокаливания. Вместе с тем увеличение температуры в рабочем пространстве печи, отапливаемой природным газом и твердым углеродистым высокозольным топливом, сопровождается снижением стойкости огнеупорного слоя футеровки печи [1]. В связи с этим актуальной является проблема мониторинга состояния футеровки ВП и поиск путей снижения ее износа при повышении качества производимого термоантрацита.

### **Анализ исследований и публикаций**

При исследовании и разработке мероприятий по усовершенствованию технологии производства термоантрацита с целью повышения

его качества и снижения износа огнеупорной футеровки очень важно контролировать температурное поле корпуса, футеровки, обрабатываемого материала по длине ВП. Эта задача в работах [2, 3] эффективно решалась методами математического моделирования. Авторами [2, 3] произведен вычислительный эксперимент для ВП длиной 42 м и внутренним диаметром 2,2 м при следующих начальных базовых условиях: продолжительность прокалики 1,5 часа, подсос воздуха через уплотнения 4 кг/с, производительность печи 7,28 т/час, расход природного газа на отопление печи 0,3 кг/с (1080 кг/час).

Анализ результатов, полученных в работах [2, 3], показывает, что увеличение расхода топлива от 360 кг/час до 1260 кг/час приводит к росту угара антрацита (до 18 %) средней температуры прокалики до 1300 °С одновременным ростом плотности готового термоантрацита и уменьшением его УЭС до 1000 мкОм·м. Аналогичные результаты получены при увеличении продолжительности прокаливании материала.

### **Постановка задачи**

Одним из важнейших факторов, определяющих стойкость огнеупорной футеровки в тепловых агрегатах, в том числе ВП, является температура ее эксплуатации. Ввиду особенностей конструкции ВП прямое измерение распределения температур футеровки по длине печи затруднительно. Поэтому в работе поставлена цель разработать косвенный метод мониторинга теплового состояния обмуровки печи.

### **Изложение материала и результаты**

ВП ПАО «Укрграфит» имеет длину 42,4 м с наружным диаметром 2,5 м. Печь установлена под углом 2°. Скорость вращения печи 1,5 об/мин. Печь отапливается смесью природного газа и углеродсодержащей пыли с использованием горелки внешнего смешения. Расход природного газа на отопление печи составляет 120 – 170 м<sup>3</sup>/ч, углеродсодержащей пыли – 100 – 200 кг/ч. В связи с различными технологическими задачами температура по длине печи изменяется от 1400 °С до 400 °С. Соответственно футеровка печи, в зависимости от температур в рабочем пространстве, выполняется различными огнеупорными материалами: зона подсушки и нагрева выполняется шамотным кирпичом марки ШКУ (ГОСТ 5341-98); зона прокалики и выгрузки двухслойная – рабочий слой выполнен периклазохромитовым сводовым уплотненным (ПХСУ) огнеупором, а теплоизоляционный слой – шамотом марки ША. Длина зоны, зафутерованной периклазохромитовым огнеупором, составляет 17,5 м, а шамотным – 23,5 м.

Согласно основным положениям технологического регламента температура внутренней поверхности футеровки печи не должна пре-



вышать 1300 °С. В ходе эксплуатации печи толщина огнеупора при исходной 150 мм уменьшается до предельно допустимой 30 мм. Для периодического контроля состояния футеровки (изменения толщины ПХСУ-огнеупора) производится замер температуры стального кожуха ВП оптическим пирометром, которая в теплонапряженных зонах футеровки достигает 220 – 230 °С. Вместе с тем данные систематического определения температур стального кожуха не используются в полном объеме для оценки изменения толщины огнеупоров. Сложившееся положение с контролем температурного режима прокаливания антрацита в ВП в определенной мере объясняется отсутствием теплофизических моделей теплопроводности многослойной футеровки ВП с учетом уменьшения толщины огнеупорного слоя по ходу эксплуатации печи. Таким образом, задача настоящей статьи состоит в разработке математической модели определения температурного поля футеровки ВП с учетом уменьшения ее толщины по ходу эксплуатации печи.

Моделирование теплообмена в многослойной цилиндрической стенке футеровки ВП осуществляли для следующих условий: 1) начальная толщина слоя периклазохромитового огнеупора  $S_{\text{ПХСУ}} = 0,15$  м; 2) толщина слоя шамотного кирпича  $S_{\text{ША}} = 0,114$  м; 3) толщина слоя асбеста  $S_{\text{А}} = 0,005$  м; 4) толщина металлического кожуха  $S_{\text{К}} = 0,02$  м. Варьируемыми параметрами модели служили: 1) температура на поверхности периклазохромитовой футеровки (от 1400 до 1200 °С, шаг 50 °С); 2) толщина слоя периклазохромитового огнеупора, изменяющаяся от 150 до 30 мм с шагом 30 мм.

Определяемые параметры модели – температуры на границах: периклазохромит-шамот; шамот-асбест; асбест-кожух; поверхность кожуха-окружающая среда.

В приближении стационарности теплового потока через футеровку в окружающую среду температура на границе раздела  $(i-1)$ -го и  $i$ -го слоев  $T_i$  (°С) определяется как в [4]:

$$T_i = T_1 - Q \sum_{k=1}^{i-1} S_k / (\lambda_k F_{\text{ср.к}}), \quad (1)$$

где  $T_1$  – температура поверхности периклазохромитовой футеровки, °С;  $Q$  – тепловой поток, проходящий через элемент объема цилиндрической стенки площадью  $F$ , Вт/м<sup>2</sup>;  $S_k$  – толщина  $k$ -го слоя, м;  $\lambda_k$  – коэффициент теплопроводности материала  $k$ -го слоя при температуре  $T_k$ , Вт/(м·К);  $F_{\text{ср.к}}$  – средняя площадь изотермической поверхности  $k$ -го слоя, м<sup>2</sup>.

Тепловой поток определяли по выражению:

$$Q = \frac{T_1 - T_B}{\frac{S_1}{\lambda_1 F_{cp.1}} + \frac{S_2}{\lambda_2 F_{cp.2}} + \dots + \frac{S_n}{\lambda_n S_{cp.n}} + \frac{1}{\alpha_{сум} F_{n+1}}}, \quad (2)$$

где  $T_B$  – температура окружающего воздуха на значительном отдалении от печи, принятая равной  $20\text{ }^\circ\text{C}$ ;  $S_1, S_2 \dots S_n$  – толщины соответствующих слоев материала футеровки, м;  $\lambda_1, \lambda_2 \dots \lambda_n$  – коэффициенты теплопроводности соответствующих слоев материала футеровки, Вт/(м·К);  $\alpha_{сум} = \alpha_k + \alpha_{изл.}$  – суммарный коэффициент теплопередачи конвекцией ( $\alpha_k$ ) и излучением ( $\alpha_{изл.}$ );  $F_{n+1}$  – площадь наружной поверхности кожуха, м<sup>2</sup>;  $F_{cp.1}, F_{cp.2}, F_{cp.n}$  – осредненные площади изотермических поверхностей, соответствующих слоев материала футеровки:

$$F_{cp.1} = \frac{F_1 - F_2}{\ln \frac{F_1}{F_2}}.$$

Суммарный коэффициент теплопередачи  $\alpha_{сум}$  вычисляли по выражению:

$$\alpha_{сум} = \alpha_k (T_k - T_B) + \frac{\varepsilon C_0 \left[ \left( \frac{T_k + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_B + 273}{100} \right)^4 \right]}{T_k - T_B}, \quad (3)$$

где  $\alpha_k$  – коэффициент естественной конвекции, принимаемый в расчетах равным  $3,26\text{ Вт}/(\text{ м}^2\text{ К})$ ;  $T_k$  – наружная температура кожуха,  $^\circ\text{C}$ ;  $\varepsilon$  – степень черноты кожуха печи ( $\varepsilon = 0,8$ );  $C_0$  – коэффициент излучения абсолютно черного тела, равный  $5,67\text{ Вт}/(\text{ м}^2 \cdot \text{ К}^4)$ .

Решение уравнений (1 – 3) осуществлялось методом последовательных приближений до сходимости температур на границе слоев материала футеровки, кожуха и теплового потока через элемент цилиндрической многослойной стенки с учетом изменения коэффициентов теплопроводности от температуры. Результаты расчета обобщены в виде регрессионных зависимостей температуры рабочей поверхности футеровки ( $t_{рпф}$ ) от температуры кожуха ( $t_k$ ) при разной толщине слоя ПХСУ ( $S_{ПХСУ}$ ):

- $t_{рпф} = 51,1 \cdot 10^{-3} t_k^2 - 12,406 t_k + 1596,45$ , ( $S_{ПХСУ} = 150\text{ мм}$ );
- $t_{рпф} = 21,3 \cdot 10^{-3} t_k^2 - 0,436 t_k + 333,10$ , ( $S_{ПХСУ} = 120\text{ мм}$ );
- $t_{рпф} = 50,6 \cdot 10^{-3} t_k^2 - 14,917 t_k + 2039,50$ , ( $S_{ПХСУ} = 90\text{ мм}$ );
- $t_{рпф} = 39,0 \cdot 10^{-3} t_k^2 - 11,035 t_k + 1695,77$ , ( $S_{ПХСУ} = 60\text{ мм}$ );
- $t_{рпф} = 7,143 t_k - 492,86$ , ( $S_{ПХСУ} = 30\text{ мм}$ ).

Анализ полученных результатов показывает, что мониторинг температуры поверхности кожуха ВП позволяет определить степень износа огнеупора ПХСУ: показано, что изменение температуры рабочей поверхности футеровки на  $100\text{ }^\circ\text{C}$  приводит к изменению темпе-

ратуры поверхности кожуха на  $10,5 \pm 0,3$  °С. Кроме того, модель позволяет оценить регулярность распределения температур в рабочем пространстве ВП.

По разработанной математической модели с использованием экспериментальных данных по температуре кожуха действующей вращающейся печи № 4 цеха 2 ПАО «Укрграфит» выполнены расчеты температуры внутренней поверхности периклазохромитовой футеровки по длине печи и установлен нерегулярный характер ее распределения. Выявлены по меньшей мере четыре температурных пика, в которых температура на 130 °С, 340 °С, 195 °С и 200 °С выше усредненной по тренду (рис. 1) [5]. Такой характер распределения температур по длине печи свидетельствует о неравномерном износе футеровки в районе температурных пиков (что подтверждено промышленным опытом эксплуатации трубчатых вращающихся печей прокаливания антрацита в условиях ПАО «Укрграфит»).

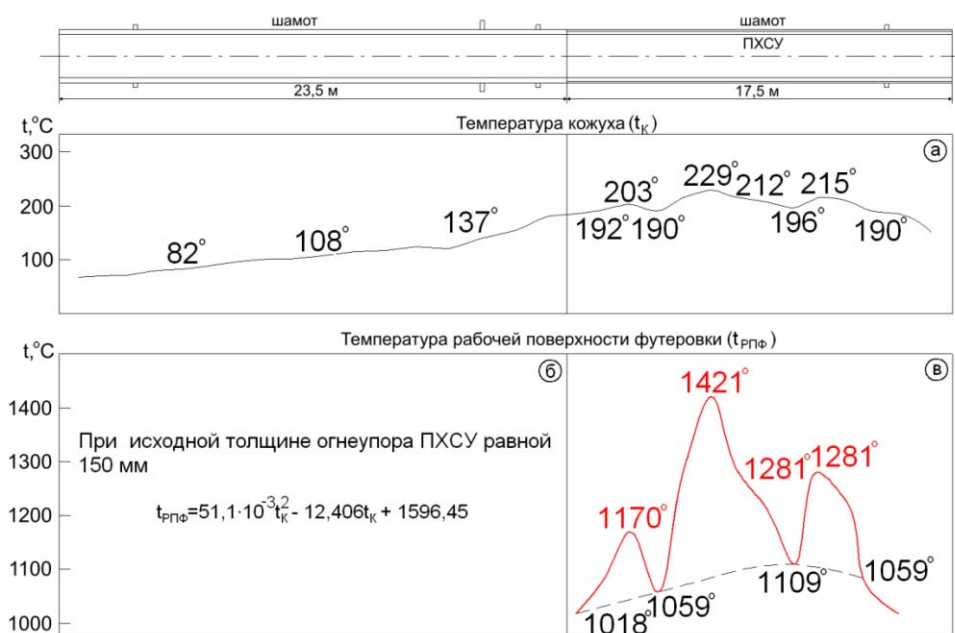


Рис. 1. Распределение температуры в ТВП по длине кожуха (эксперимент) (а) и поверхности футеровки (в), вычисленной по математической модели (б)

### Выводы и направления дальнейших исследований

1. Разработана и реализована математическая модель определения температурного поля в футеровке применительно к условиям работы ВП прокаливания антрацита.

2. Получены регрессионные зависимости температуры рабочей поверхности футеровки от температуры кожуха при разной толщине

слоя огнеупора ПХСУ, которые могут быть использованы для мониторинга износа футеровки печи.

3. С использованием полученных зависимостей и данных по температуре кожуха действующей вращающейся печи №4 цеха 2 ОАО «Укрграфит» выполнены расчеты температуры рабочей поверхности периклазохромитовой футеровки по длине печи и установлен нерегулярный характер ее распределения, который может быть вызван неравномерным износом футеровки и особенностями тепловыделения в факеле.

### Список литературы

1. Исследование химико-абразивного износа периклазохромитовой футеровки трубчатых вращающихся печей при производстве термоантрацита / М. И. Гасик, А. Н. Овчарук, О. И. Поляков, Е. И. Цыбуля [и др.] // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2010. – № 1. – С. 41-45.

2. Мешков Е. И. Исследование процесса прокалки углеродистого сырья методом машинного имитационного эксперимента / Е. И. Мешков, Т. Е. Герасименко // *Известия вузов “Цветная металлургия”*. – 2001. – № 5. – С. 38-40.

3. Герасименко Т. Е. Вычислительный эксперимент в исследовании процесса прокалки углеродистых материалов в трубчатой печи / Т. Е. Герасименко // *Цветная металлургия*. – 2007. – № 1. – С. 2–5.

4. Румянцев В. Д. Теория тепло- и массообмена: [Учебное пособие] / В. Д. Румянцев. – Днепропетровск: Пороги, 2006. – 532 с.

5. Поляков О. И. Моделирование распределения температур по толщине многослойной футеровки трубчатой вращающейся печи при производстве термоантрацита / О. И. Поляков, Е. И. Цыбуля, М. И. Гасик [и др.] // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2011. – № 3. – С. 30-33.

*Рукопись поступила 28.09.2014 г.*

УДК 662.661.25: 621.078

**Баріщенко О.М.** – к.т.н., доцент, Запорізька державна інженерна академія (ЗДІА)

**Єрмакова Ю.С.** – аспірант, ЗДІА

## **ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПАЛИВОВИКОРИСТАННЯ В ТЕРМІЧНИХ ПЕЧАХ**

*В статті наводиться розрахунок теплових витрат термічної печі на основі імітаційної математичної моделі з широким спектром варіювання параметрів. В якості підвищення ефективності паливовикористання запропоновано застосування теплообмінних апаратів. Результати моделювання обґрунтовують доцільність використання теплообмінних апаратів на термічних печах, в яких відбувається теплова обробка матеріалів при температурах 500 – 800 °С..*

*Ключові слова: теплообмінний апарат, паливо, теплові втрати, термічна піч, математична модель.*

### **Вступ**

Основним показником теплової роботи печей є їх економічність за умови дотримання вимог до якості оброблюваного матеріалу. Споживання енергії в більшості нагрівальних пристроях вітчизняних підприємств перевищує рівень, досягнутий в промислово розвинених країнах. Це пояснюється незадовільною роботою пальників, недосконалістю системи утилізації теплоти димових газів, високими витратами теплоти через кладку печі й іншими причинами. Технологія також впливає на паливоспоживання печей – нерівномірність і нестандартність нагріву садки змушує штучно затягувати процес обробки матеріалів, що також збільшує витрату палива.

На наш погляд основною причиною перевитрати енергії є незадовільна утилізація теплоти димових газів. Ряд печей експлуатується без тепло утилізаторів димових газів. Тому основним резервом економії палива є повернення теплового потенціалу димових газів до робочого простору печі з реагентами горіння чи з матеріалом, що нагрівається.

Як показує досвід експлуатації сучасних нагрівальних печей, максимальну економію палива можна одержати, застосовуючи сучасні пальникові - утилізаційні пристрої - у першу чергу - регенеративні пальники. Економія палива при їхньому застосуванні може досягати

50 %. Ефективність роботи регенеративних пальників і теплообмінників з високорозвиненою поверхнею теплообміну пояснюється тим, що в цих пристроях утилізується до 90 % теплоти димових газів [1, 2].

### **Обґрунтування вибору теплообмінника для термічних печей**

Камерні термічні печі періодичної дії зі стаціонарним подом належать до печей із внутрішньою рекуперацією теплоти. У цих печах продукти згорання з робочого простору не йдуть, як звичайно, у газовий канал за пічню, а через отвори або пористі стіни й звід збираються в каналах між внутрішніми стінками й щільними зовнішніми стінами й віддаляються до системи для газовідведення.

Відвід продуктів згорання через чисельні канали кладки сприяє росту температури стін робочого простору, а отже, інтенсифікації тепловіддачі випромінюванням до нагріву металу, що зменшує витрати теплоти через кладку теплопровідністю й витрати теплоти на акумуляцію в період розігріву. Остання обставина має немаловажне значення для печей періодичної дії. У результаті цього в печах із внутрішньою рекуперацією теплоти в порівнянні з печами із традиційним видаленням газів забезпечується більш швидкий розігрів кладки, підвищується продуктивність печі, скорочується питома витрата палива. У цій системі можна також застосовувати рекуператор для підігріву повітря.

Внаслідок росту енергоємності виробництва чорної металургії, практично всі сучасні печі проектуються разом з теплообмінним апаратом. Велике розмаїття існуючих видів рекуператорів дозволяє підібрати для кожної печі свою оптимальну конструкцію й тип теплообмінника для досягнення найкращого економічного ефекту від його впровадження.

### **Модель теплового режиму термічної печі**

Для визначення доцільності застосування теплообмінного апарата в камерних термічних печах була розроблена математична модель процесу термообробки. Вона дозволяє за заданими вхідними даними розрахувати температуру димових газів, тепловий потік на поверхню металу, обчислити корисну витрату палива на нагрівання садки, проаналізувати величину теплових втрат, а також скласти тепловий баланс й обчислити необхідну для ведення процесу сумарну витрату палива.

Модель печі представлена у вигляді:

$$t_{i+1}^N = t_i^N + \left( \sum \frac{q_i}{S \rho_i^N C_i^N} \right) \Delta \tau;$$

$$q_i = q_{\text{изл}} + q_{\text{конв}};$$

$$q_{\text{изл}} = \sigma (T_{\Gamma}^4 - T_{\text{М}}^4);$$

$$q_{\text{конв}} = f_1 (\alpha_{\text{к}}, t_{\Gamma}, t_{\text{М}});$$

$$V_{\text{T}} = f_2 (Q_{\text{Н}}^{\text{П}}, Q_{\text{Ф}}^{\text{T}}, Q_{\text{Ф}}^{\text{В}}, Q_{\text{М}}^{\text{П}}, Q_{\text{КЛ}}^{\text{П}}, Q_{\text{Д}}^{\text{П}});$$

$$t_{\Gamma}^{\text{ср}} = \eta_{\text{пир}} t_{\text{к}};$$

$$V_{\text{Д}} = f_3 (V_{\Gamma}, V_{\text{К}});$$

$$\eta_{\text{рек}} = V_{\text{В}} C_{\text{В}} \frac{(t'' - t_{\text{В}}')}{V_{\text{Д}} C_{\text{Д}} t_{\text{Д}}'}.$$

де  $t_i$  – температура елементарного об'єму на попередньому кроці за часом;  $q_i$  – загальний тепловий потік;  $q_{\text{конв}}$  – тепловий потік при передачі тепла конвекцією;  $q_{\text{изл}}$  – тепловий потік при передачі тепла випромінюванням;  $T_{\Gamma}$  – температура газового середовища;  $T_{\text{М}}$  – температура поверхні металу;  $V_{\text{м}}$  – витрата палива;  $\eta_{\text{пир}}$  – пірометричний коефіцієнт;  $V_{\text{Д}}$  – загальний об'єм диму;  $S$  – товщина елементарного об'єму;  $\rho_i$  – щільність елементарного об'єму;  $C_i$  – теплоємність елементарного об'єму;  $t_{\text{В}}'$  – температура повітря за рекуператором;  $t_{\text{Д}}'$  – температура диму за рекуператором;  $t_{\Gamma}^{\text{ср}}$  – середня дійсна температура згорання в печі;  $\sigma$  – коефіцієнт випромінювання;  $\Delta \tau$  – тривалість розрахункового кроку;  $\alpha_{\text{к}}$  – конвективний коефіцієнт тепловіддачі;  $\eta_{\text{рек}}$  – коефіцієнт рекуператору.

В основу моделі нагрівання садки в термічній печі покладені графіки режимів термообробки при відпалі відповідно до технологічної інструкції. У період підйому температури в моделі використовуються граничні умови другого роду:

$$q_{\text{пов}} = \text{const}.$$

Час періоду витримки також визначається відповідно до технологічної інструкції залежно від групи сталей і маси садки [3].

### Розробка користувальницького інтерфейсу

Вхідними даними моделі (рис. 1) є: група сталей, початкова температура садки, перепад температур за перерізом, масивність садки, а також задається постійний коефіцієнт витрати повітря. При цьому відомі параметри палива – характеристики палива (наприклад, коксодоменна суміш із теплотворною здатністю 6700 кДж/м<sup>3</sup>) і геометричні розміри печі. На підставі цих даних здійснюється розрахунок, і на екран виводяться графіки зміни в часі температури поверхні злитка, його центра, теплового потоку й температури газового середовища.

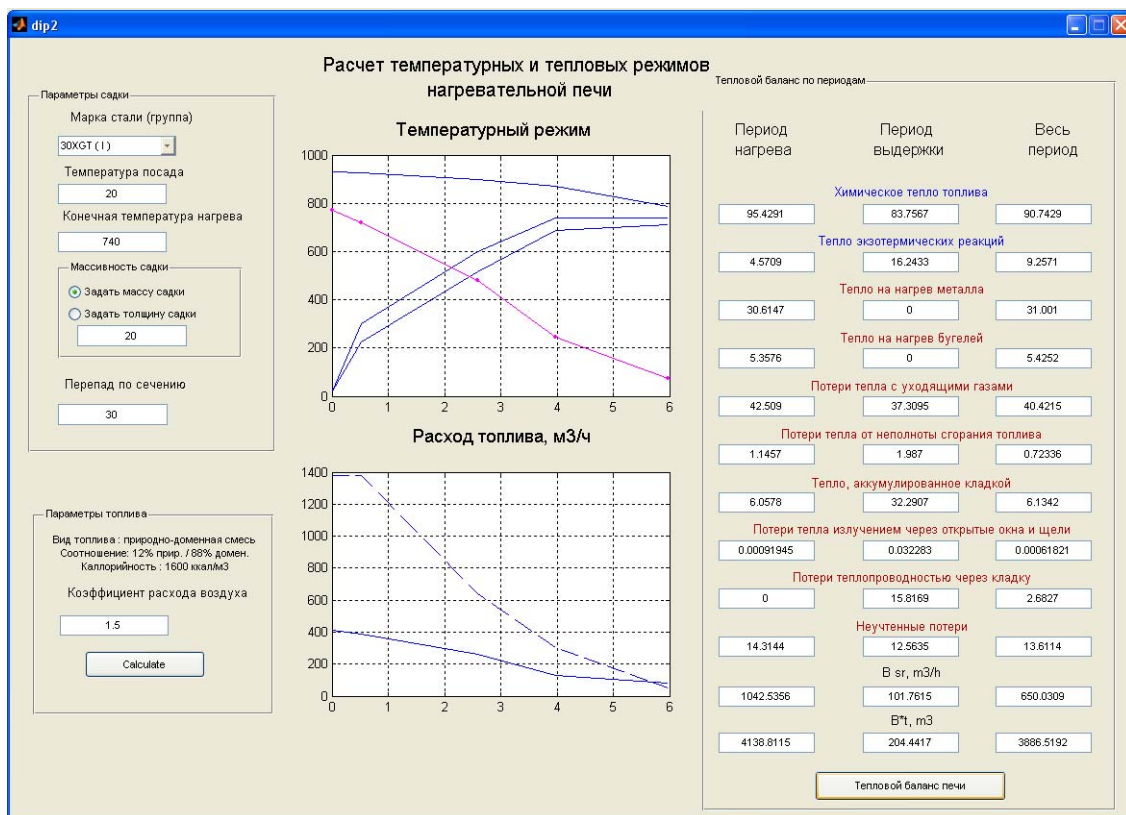


Рис.1. Користувальницький інтерфейс для аналізу статей теплового балансу



Однчасний аналіз кривих зміни теплового потоку на метал, та витрат палива, дозволяє визначити, яка кількість палива витрачається на нагрівання кладки і на покриття теплових втрат.

Аналіз статей теплового балансу показує, що визначальними на ефективність роботи печі є витрати з газами, що відходять, і витрати тепла через кладку. Вони становлять відповідно 40 – 50% й 15 – 20 %. Тому, насамперед, необхідно прагнути до зменшення саме цих витрат.

Модель доповнена можливістю розрахунку при встановленні теплообмінного апарата для утилізації теплоти відхідних газів.

#### *Опис роботи моделі.*

Після внесення вхідних даних про садку програма розраховує температурний та тепловий режими печі згідно заданих параметрів, та виводить результат на екран у вигляді графічних залежностей. На першому графіку зображені криві зміни температури димових газів, поверхні та середини злитку в часі. Чітко простежується зміна перепаду температури за перерізом. Другий графік - криві витрати палива з урахуванням теплових витрат, та без них. Пунктирною лінією зображується сумарна витрата палива згідно теплового балансу печі, а суцільна лінія відображає корисну витрату палива на нагрів садки згідно значення теплового потоку на поверхню металу.

Також визначається середня витрата палива та сумарний об'єм природного газу для одного циклу нагріву. Розрахунок ведеться, виходячи з теплового балансу печі, та включає усі статті витрати тепла.

При зміні конструкції печі, тобто установки теплообмінника, Модель розраховує необхідну площу теплообміну та всі найважливіші параметри теплообмінника. Після цього визначається нове значення середньої та сумарної витрат палива з урахуванням підігріву повітря та кількість теплоти, що заощаджується.

У полі «Показники роботи печі» визначаються поточні значення коефіцієнту корисної дії (ККД), коефіцієнту паливовикористання (КПВ), загальна теплова потужність печі та її продуктивність. Відстежуючи зміну цих параметрів, можна оцінити ефективність та доцільність використання теплообмінника.

#### **Теоретичний експеримент**

За допомогою даної імітаційної моделі було досліджено вплив багатьох факторів на енергоефективність роботи термічної печі [3]. Далі наведені зміни теплового навантаження саме при використанні теплообміннику.

Эксперимент №1.

Теплообмінник відсутній. Садка нагрівається від 20 °С до 820 °С із заданим перепадом за перерізом в 20 °С. При цьому швидкість нагріву встановлена 60 °С/год. Результати розрахунку наведені на рис. 2.

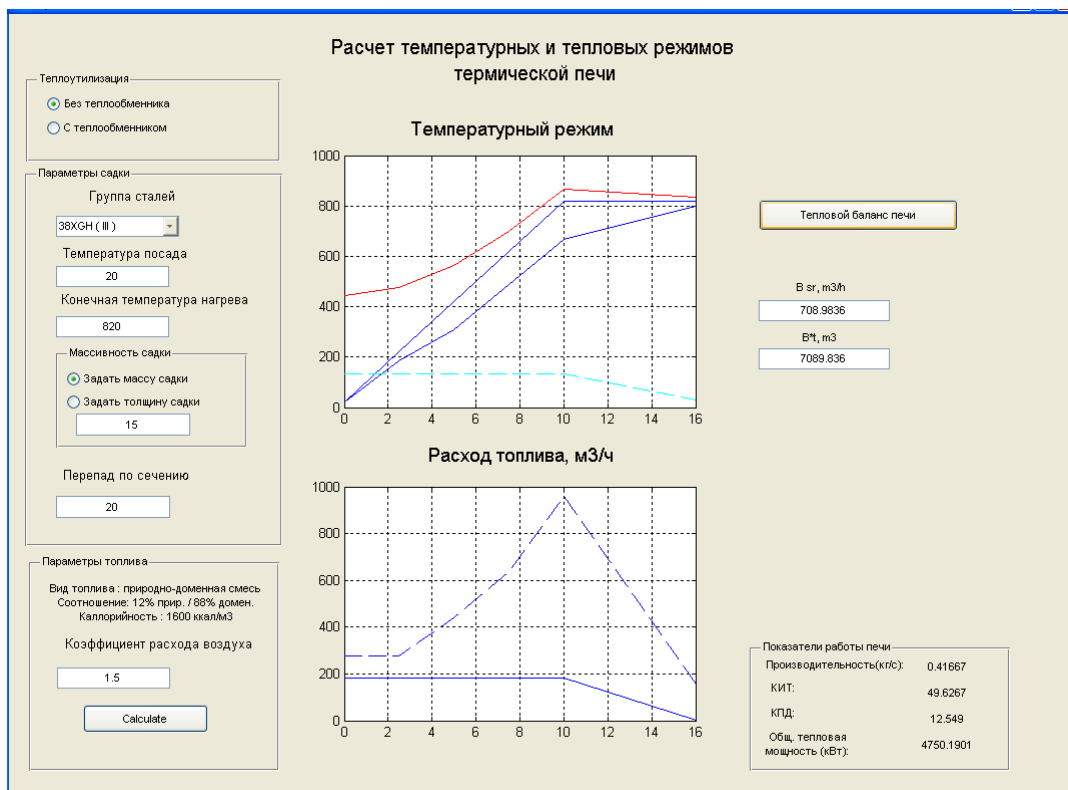


Рис. 2. Эксперимент № 1 результаты моделирования работы печи без теплообмінника

Эксперимент № 2.

Теплообмінник присутній. Садка нагрівається від 20 °С до 820 °С із заданим перепадом за перерізом в 20 °С. Температура підігріву повітря 400 °С. Результати розрахунку наведено на рис. 3.

У ході багато варіантних розрахунків було встановлено, що температура підігріву повітря не повинна перевищувати 400 °С. При цьому температурою підігріву повітря може складати 150–400 °С відповідно до режиму термічної обробки. Виходячи з цього, середня площа теплообміну складає близько 30 м<sup>2</sup>.

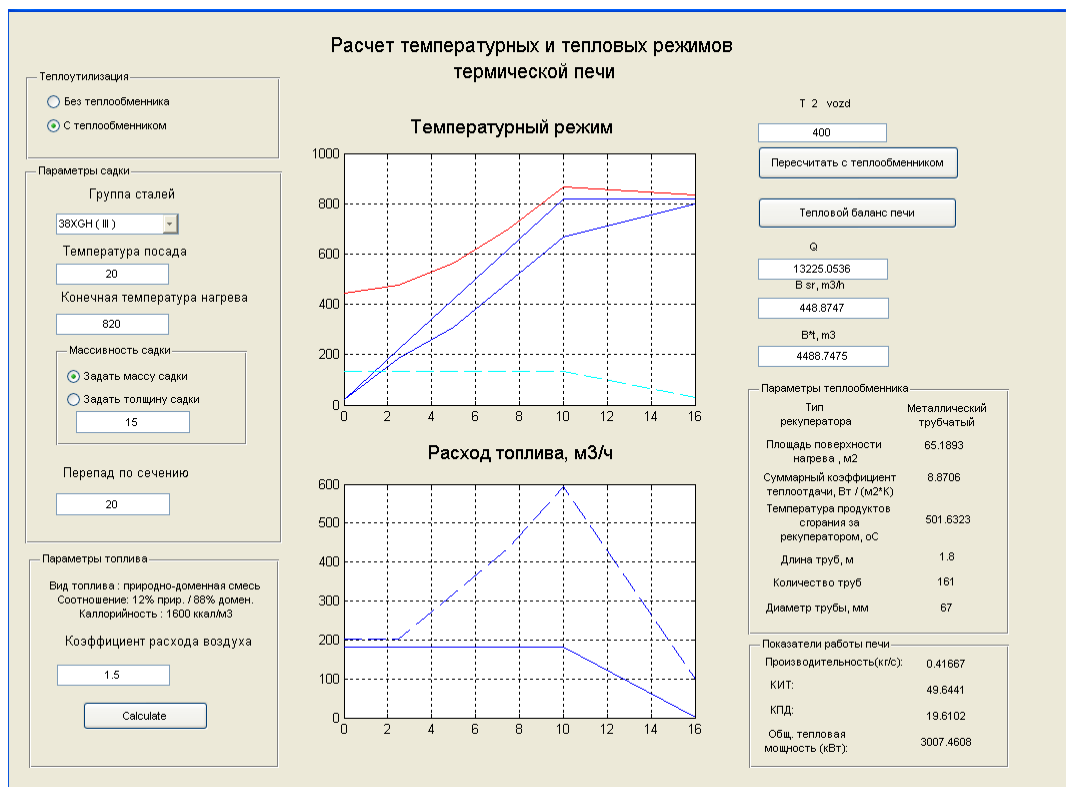


Рис. 3. Эксперимент № 2 результаты моделирования работы печи з установкою теплообмінника

### Висновки

На підставі отриманих розрахункових результатів можна зробити висновок про високу ефективність застосування теплообмінника на термічній печі.

Ефект від його застосування забезпечує в середньому збільшення ККД печі на 5 – 15 %, витрати на установку й обслуговування окупаються за період експлуатації в 5 – 10 раз [3].

Рекомендований тип теплообмінника – одноходовий трубчастий металевий рекуператор для підігріву повітря.

### Список літератури

1. Парамонов А. М. О повышении тепловой эффективности и экономичности работы нагревательных печей / А. М. Парамонов // Изв. ВУЗ. ЧМ. 2002. – №12. – С. 52 – 55.
2. Арутюнов В. А. Дожигание горючих компонентов атмосферы в рабочих камерах промышленных печей / В. А. Арутюнов, А. В. Егоров, А. Я. Стомахин // Изв. ВУЗ. ЧМ. 2003. – № 6. – С. 43. – 46.

3. Актуальні енергозберігаючі методи роботи нагрівальних печей: монографія / Барішенко О. М., Ревун М. П.; Запорізька державна інженерна академія. – Запоріжжя : ЗДІА 2012. – 138 с.

*Рукопис надійшов 10.11.2014 р.*

## **А Н Н О Т А Ц И И**

УДК 669.046.54

***Бирюков А.Б., Новикова Е.В., Олешкевич Т.Г., Петренко Л.Н.***  
***Диагностика процесса окисления металла в пламенных печах.***  
С. 3 – 11.

Рус.

Библ. – 8 назв.

Разработан подход для диагностики процесса образования окалины при высокотемпературной тепловой обработке стальных заготовок и изделий в печах, позволяющий наряду с темпом образования окалины определять моментальные значения подсосов воздуха в камеру печи и по газходам, что может составлять основу отслеживания изменения газоплотности камеры печи и газходов и поиска режимов нагрева, позволяющих уменьшить окалинообразование при эксплуатации конкретных агрегатов.

Ключевые слова: пламенная печь, окалинообразование, газоплотность, диагностика, прогнозная модель.

*Бірюков О.Б., Новікова О.В., Олешкевич Т.Г., Петренко Л.М.*  
*Діагностика процесу окиснення металу в полум'яних печах.*

Розроблено підхід для діагностики процесу утворення окалини при високотемпературній тепловій обробці сталевих заготовівель і виробів у печах, що дозволяє поряд з темпом утворення окалини визначати моментальні значення підсосів повітря в камеру печі та по газходам, що може складати основу відстеження зміни газощільності камери печі і газходів і пошуку режимів нагріву, що дозволяють зменшити окалиноутворення при експлуатації конкретних агрегатів.

Ключові слова: полум'яна піч, окалиноутворення, газощільність, діагностика, прогнозна модель.

*Birukov A.B., Novikova E.V., Oleshkevich T.G., Petrenko L.N.*  
*Diagnosis of metal oxidation process in flame furnaces.*

The paper presents an approach which allows to diagnose the process of slag formation during high temperature treatment of steel ingots and items in furnaces, which helps to determine slag formation rate and instant values of air sucking into the furnace chamber. Departing from this, it is possible to track the changes in the gas tightness of the furnace chamber and gas ducts, to select the heating modes which allow to reduce slag formation during operation of certain equipment.

Keywords: flame furnace, slag formation, gas tightness, diagnosis, predictive model.

УДК 669.162:536.2

*Горбунов А.Д., Глущенко Е.Л.*

*Учёт потерь теплоты при расчёте доменной плавки.*

С. 12 – 17.

Рус.

Библ. – 6 назв.

Получены простые эмпирические зависимости для определения удельных тепловых потерь в доменной печи с охлаждающей водой, уходящими газами, в окружающую среду и при выпуске чугуна и шлака. Результаты расчёта показали, что все удельные потери тепла, кроме потерь в холодильниках, не зависят от производительности печи, также найдена закономерность влияния удельных тепловых потерь, а именно, максимальное влияние – на выпуске, а минимальное – с охлаждающей водой и в окружающую среду.

Ключевые слова: удельные тепловые потери, уходящие газы, доменная плавка, чугун, шлак, холодильники, кожух печи.

*Горбунов О.Д., Глущенко О.Л.*

*Врахування втрат теплоти при розрахунку доменної плавки.*

Отримані прості емпіричні залежності для визначення питомих теплових втрат в доменній печі з охолодною водою, відхідними газами, у навколишнє середовище і при випуску чавуну і шлаку. Результати розрахунку показали, що всі питомі втрати тепла, окрім втрат в холодильниках, не залежать від продуктивності печі, також знайдена закономірність впливу питомих теплових втрат, а саме, максимальний вплив – на випуску, а мінімальний – з охолодною водою і у навколишнє середовище.

Ключові слова: питомі теплові втрати, відхідні газы, доменна плавка, чавун, шлак, холодильники, кожух печі.

*Gorbunov A.D., Glushchenko E.L.*

*Consideration of heat loss in computing blast furnace melting.*

Simple empiric correlations are obtained in order to determine specific heat loss in the blast furnace associated with cooling water, getaway gases, when cast iron and slag are released into the environment. The calculation results testify that all specific heat losses, except heat loss in coolers, do not depend on the furnace performance. The greatest value of heat loss are related to the release, and the smallest values – to cooling water and external environment.

Keywords: specific heat losses, get-away gases, blast-furnace melting, cast-iron, slag, coolers, furnace shell.

УДК 536.2

*Горбунов А.Д., Трикило А.И., Уклеина С.В.*

*Аналитический расчет температур и термических напряжений при граничных условиях II рода.*

С. 18 – 27.

Рус.

Библ. – 7 назв.

Разработана инженерная методика аналитического расчета времени инерционного периода в линейных задачах нагрева (охлаждения) тел правильной геометрической формы при граничных условиях II рода. Получены достаточно простые, точные и приближенные формулы для расчетов полей температур и термических напряжений на начальной и квазистационарной стадиях.

Ключевые слова: нагрев (охлаждение), тела простой формы, граничные условия II рода, время инерционного периода, температурные напряжения.

*Gorbunov O.D., Trikiilo A.I., Ukleina S.V.*

*Аналитичний розрахунок температур і термічних напружень при граничних умовах II роду.*

Розроблена інженерна методика аналітичного розрахунку інерційного періоду в лінійних задачах нагріву (охолодження) тіл правильної геометричної форми при граничних умовах II рода. Отримані прості, точні і наближені формули для розрахунку полів температур і термічних напруг на початковій і квазістаціонарній стадіях.

Ключові слова: нагрів (охолодження), тіло простої форми, граничні умови II роду, час інерційного періоду, температурні напруження.

*Gorbunov A. D., Trikiilo A.I., Ukleina S.V.*

*Analytical calculation of temperatures and thermal stresses for the boundary conditions of the II type.*

The engineering technique of the inertial period analytic calculation in linear tasks of heating (cooling) bodies of regular geometric shape under the boundary conditions of II type has been developed. Simple, accurate and approximate formulas for temperature fields and thermal stresses calculation at initial and quazistationary stages have been obtained.

Keywords: heating (cooling) bodies of regular geometric shape, boundary conditions of II type, temperature, stresses, duration of inertial period.

УДК 621.1.016.4

*Ерёмин А.О.*

*Влияние колебаний температуры подогрева воздуха в регенераторах на равномерность нагрева металла.*



С. 28 – 35.

Рус.

Библ. – 11 назв.

В работе приведены результаты исследования влияния периодически изменяющейся температуры подогрева воздуха в регенераторах на равномерность температурного поля и качество нагрева металла в промышленных печах. Разработана конструкция горелки и теплотехнический режим нагревательного колодца с шариковыми регенераторами, обеспечивающие объёмное сжигание топлива и равномерный нагрев крупнотоннажных слитков. С помощью математического моделирования подтверждено высокое качество нагрева металла и достижение заданной производительности печи в условиях периодически изменяющейся температуры подогрева воздуха в регенераторах.

Ключевые слова: рециркуляция, импульс, колебания температуры подогрева воздуха, объёмное сжигание, равномерность температурного поля.

*Єрємін О.О.*

*Вплив коливань температури підігріву повітря в регенераторах на рівномірність нагрівання металу.*

У роботі наведені результати дослідження впливу температури підігріву повітря в регенераторах, що періодично змінюється на рівномірність температурного поля і якість нагрівання металу в промислових печах. Розроблено конструкцію пальника і теплотехнічний режим нагрівального колодця з кульковими регенераторами, що забезпечують об'ємне спалювання палива і рівномірне нагрівання великотоннажних злитків. За допомогою математичного моделювання підтверджено високу якість нагрівання металу і досягнення заданої продуктивності печі в умовах змінної температури підігріву повітря в регенераторах.

Ключові слова: рециркуляція, імпульс, коливання температури підігріву повітря, об'ємне спалювання, рівномірність температурного поля.

*Yeromin O.O.*

*The effect of varying air heating in regenerators on uniformity of metal heating.*

The paper presents the result of the research into the impact of periodically changing temperature of air heating in regenerators on the uniformity of temperature field and metal heating quality in industrial furnaces. The study allowed to develop the burner design and the thermal technological mode of the soaking pit with ball regenerators, which ensures volumetric fuel combustion and uniform heating of heavy ingots. Mathematical modeling has confirmed high quality of metal heating and possibility to achieve the specified furnace capacity in conditions of periodically changing tem-

peratures of air heating in regenerators.

Keywords: recirculation, impulse, variable temperature of air heating, volumetric combustion, temperature field uniformity.

УДК 66.045

*Захаров Н. И., Кашаев В. В., Богуцкий В. Б.*

*Компьютерное моделирование диффузионного массопереноса водорода в расплаве алюминия при комплексной внепечной обработке.*

С. 34 – 40.

Рус.

Библ. – 3 назв.

Показано, что при увеличении интенсивности продувки её вклад в эффективность диффузионного массопереноса водорода в жидкой ванне при её комплексной обработке возрастает. Найдены закономерности и количественные зависимости степени дегазации металла от интенсивности его продувки аргоном, диаметра пор продувочного устройства, наличия поверхностно-активных элементов расплава, от глубины жидкой ванны служат основой для определения энергоресурсосберегающих режимов технологии.

Ключевые слова: алюминий, внепечная обработка, массоперенос водорода, продувка алюминия.

*Захаров М. І., Кашаєв В. В., Богуцький В. Б.*

*Комп'ютерне моделювання дифузійного масопереносу водню в розплаві алюмінію при комплексній позапічній обробці.*

Показано, що при збільшенні інтенсивності продувки її внесок в ефективність дифузійного масопереносу водню в рідкій ванні при її комплексній обробці зростає. Знайдені закономірності та кількісні залежності ступеня дегазації металу від інтенсивності його продувки аргоном, діаметру пір продувального пристрою, наявності поверхнево-активних елементів розплав, від глибини рідкої ванни служать основою для визначення енергоресурсозберігаючих режимів технології.

Ключові слова: алюміній, позапічна обробка, масоперенос водню, продування алюмінію.

*Zakharov N. I., Kashaiev V. V., Bogutskiy V. B.*

*Computer simulation of diffusion mass transfer of hydrogen in aluminum melt during complex secondary treatment.*

It is shown that as the intensity of blowing increases, its contribution to the efficiency of the diffusive mass transfer of hydrogen in the liquid tank during its complex treatment increases. The obtained regularities and quantitative correlations of the degree of metal degassing and the intensity

of its argon blowing, the pore diameter of the blowoff device, the presence of surface-active melt elements, the depth of the liquid tank serve as the basis for determining the energy saving technological modes.

Keywords: aluminum, secondary treatment, mass transfer of hydrogen, blowing aluminum.

УДК 669.184

*Михайловский Н.В., Бейцун С.В., Гупало Е.В.*

*Исследование эффективности теплоизоляции расплава в ковше.*

С. 41 – 47.

Рус.

Библ. – 7 назв.

Разработана математическая модель для исследования интенсивности теплоотдачи с поверхности расплава при его пребывании в сталеразливочном ковше на участке внепечной обработки стали. Проведено сравнение эффективности утепления жидкого металла шлаком, теплоизолирующими смесями, а также применением крышки.

Ключевые слова: сталеразливочный ковш, теплоизоляция расплава, моделирование теплового состояния.

*Михайловський М.В., Бейцун С.В., Гупало О.В.*

*Дослідження ефективності теплоізоляції розплаву в ковші.*

Розроблено математичну модель для дослідження інтенсивності тепловіддачі з поверхні розплаву при його перебуванні в сталерозливальному ковші на ділянці позапечної обробки сталі. Проведено порівняння ефективності утеплення рідкого металу шлаком, теплоізоляційними сумішами, а також застосуванням кришки.

Ключові слова: сталерозливний ківш, теплоізоляція розплаву, моделювання теплового стану.

*Mikhailovsky N.V., Bejtsun S.V., Gupalo O.V.*

*Research into the efficiency of melt thermal insulation in the ladle.*

A mathematical model was developed to study the intensity of heat transfer from the surface of the melt during its stay in the ladle in the section of secondary steel treatment. The effectiveness of liquid metal insulation by slag is compared with that by insulating compounds, and the insulation by means of lid.

Keywords: steel ladle, thermal melt insulation, simulation of the thermal state.

УДК 621.3.036:661.666.2

*Назаренко І.А.*

*Вплив висоти донного відбивача на перенос теплоти в резервуарі.*

С. 48 – 52.

Укр.

Бібл. – 6 назв.

У статті наводяться результати досліджень висоти донного відбивача на однорідність температурного поля високотемпературного пеку. Показано, що застосування донного відбивача у формі перевернутого зрізаного конуса дозволить знизити градієнт температур по висоті резервуара. Доведено, що донні відбивачі висотою від 0,3 до 0,5 висоти резервуару дозволять інтенсифікувати теплообмін і забезпечити рівномірність нагріву без додаткових енергетичних витрат.

Ключові слова: донний відбивач, циркуляційний спосіб нагріву, високотемпературний пек, вертикальний сталевий резервуар.

*Назаренко И.А.*

*Влияние высоты донного отражателя на перенос теплоты в резервуаре.*

В статье приводятся результаты исследований высоты донного отражателя на однородность температурного поля высокотемпературного пека. Показано, что применение донного отражателя в форме перевернутого усеченного конуса позволит снизить градиент температур по высоте резервуара. Доказано, что донные отражатели высотой от 0,3 до 0,5 высоты резервуара позволят интенсифицировать теплообмен и обеспечить равномерность нагрева без дополнительных энергетических затрат.

Ключевые слова: донный отражатель, циркуляционный способ нагрева, высокотемпературный пек, вертикальный стальной резервуар.

*Nazarenko I.A.*

*Impact of the bottom reflector height on heat transfer in the reservoir.*

The paper presents the results of the research into the impact of the bottom reflector height on the uniformity of the high-pitch temperature field. It is shown that the use of a bottom reflector in the form of an inverted truncated cone will reduce the temperature gradient along the height of the tank. It is proved that if the height of the bottom reflector equals 0.3 to 0.5 of the tank height, the heat transfer intensification will provide uniform heating without additional energy consumption.

Keywords: bottom reflector, circulation heating method, high-pitch, vertical steel tank.

УДК 66.041.001.2

*Романько Я.В., Романько В.В., Узлов К.И., Мных И.Н.*

*Анализ модернизации системы отопления печи с шагающими балками.*

С. 53 – 57.

Рус.

Библ. – 10 назв.

Для нагрева слябов перед прокаткой широко применяются печи с шагающими балками. Они имеют высокую производительность и потребляют большое количество топлива. Для повышения их энергоэффективности применяют импульсное отопление, регенеративную систему сжигания топлива, обогащение воздуха техническим кислородом и другие технические решения. Для получения характеристик печи с шагающими балками была использована разработанная ранее математическая модель. Выполнены сопоставительные расчеты нагрева слябов для случаев работы печи с обычными двухпроводными горелками, регенеративными и кислородными горелками. Получены зависимости влияния содержания кислорода в дутье на удельный расход топлива для нагрева металла.

Ключевые слова: печь с шагающими балками, нагрев слябов, регенеративные горелки, кислородные горелки, математическое моделирование, расход топлива.

*Романько Я.В., Романько В.В., Узлов К.И., Мных И.М.*

*Аналіз модернізації системи опалення печі з крокуючими балками.*

Для нагріву слябів перед прокаткою широко застосовуються печі з крокуючими балками. Вони мають високу продуктивність і споживають велику кількість палива. Для підвищення їх енергоефективності застосовують імпульсне опалення, регенеративну систему спалювання палива, збагачення повітря технічним киснем та інші технічні рішення. Для отримання характеристик печі з крокуючими балками була використана розроблена раніше математична модель. Виконані порівняльні розрахунки нагріву слябів для випадків роботи печі зі звичайними двопровідними пальниками, регенеративними і кисневими пальниками. Отримано залежності впливу вмісту кисню в дуття на питома витрата палива для нагрівання металу.

Ключові слова: піч з крокуючими балками, нагрівання слябів, регенеративні пальники, кисневі пальники, математичне моделювання, витрати палива.

*Romanko Y.V., Romanko V.V., Uzlov K.M., Mnyh I.M.*

*The analysis of heating system modernization of the walking beam furnace.*

The walking beam furnaces are widely used for slab heating before rolling. They are characterized by high productivity and consume a large quantity of fuel. The impulse heating, regenerative system of firing, air enrichment by technical oxygen and other technical methods are used to increase the furnaces efficiency. The previously developed mathematical model was used to obtain the characteristics of the walking beam furnace. The compared calculations of slab heating were carried out for the case of furnace operating with ordinary double burners, regenerative burners and oxygen burners. The correlations describing the effect of oxygen concentration in the blowing upon the specific fuel consumption for metal heating were obtained.

Keywords: walking beam furnace, slab heating, regenerative burners, oxygen burners, mathematical modeling, fuel consumption.

УДК 662.74

*Сафьянц С.М., Бирюков А.Б., Сафьянц А.С.*

*Разработка и анализ способов получения пара для формирования паровоздушного дутья в системах производства смешанного генераторного газа.*

С. 58 – 65.

Рус.

Библ. – 4 назв.

В данной статье раскрываются особенности замещения природного газа генераторным в условиях предприятий коммунальной сферы без существующих источников пара. Разработано два способа получения пара для формирования паровоздушного дутья в системах производства смешанного генераторного газа. Первый способ основан на вдувании необходимого количества воды в воздушную часть дутья, предварительно нагретую в рекуперативном теплообменнике генераторным газом, покидающим установку. Второй способ предполагает сжигание части полученного генераторного газа в паровом жаротрубном котле. Выполнен теплотехнический и технологический анализ предложенных способов.

Ключевые слова: генераторный газ, коммунальные предприятия, получение пара, вдувание воды, жаротрубный котел.

*Саф'янц С.М., Бірюков О.Б., Саф'янц А.С.*

*Розробка і аналіз способів отримання пари для формування пароповітряного дутьтя в системах виробництва змішаного генераторного газу.*

В даній статті розкриваються особливості заміщення природного газу генераторним в умовах підприємств комунальної сфери без існуючих джерел пари. Розроблено два способи отримання пари для фор-

мування пароповітряного дуття в системах виробництва змішаного генераторного газу. Перший спосіб заснований на вдуванні необхідної кількості води в повітряну частину дуття, попередньо нагріту в рекуперативному теплообміннику генераторним газом, який залишає установку. Другий спосіб передбачає спалювання частини отриманого генераторного газу в паровому жаротрубному котлі. Виконано тепло-технічний і технологічний аналіз запропонованих способів.

Ключові слова: генераторний газ, комунальні підприємства, отримання пари, вдування води, жаротрубний котел.

*Sergey M. Safyants, Alexey B. Biryukov, Artyom S. Safyants.*

*Development and analysis of methods of steam production for forming air-and-steam blowing in mixed generator gas systems.*

This paper describes ways of natural gas substitution by generator gas under conditions of communal housing enterprises without existing sources of steam. Two methods of producing steam for forming air-and-steam blowing in mixed generator gas systems are developed. The first one encompass blowing of appropriate amount of water into the air pre-heated in recuperator by hot generator gas. The second one consists in firing part of the produced generator gas in steam fire-tube boiler. Heat engineering and technological analyses of the proposed methods were made.

Keywords: generator gas, communal housing enterprises, steam production, water blowing, fire-tube boiler.

УДК 662.764

*Спирин Н.А., Гилёва Л.Ю., Лавров В.В., Истомин А.С., Гурин И.А.*

*Оптимизация распределения энергетических ресурсов в доменном цехе при изменении параметров плавки.*

С. 66 – 74.

Рус.

Библ. – 8 назв.

В работе представлена модель оптимизации распределения энергетических ресурсов в доменном цехе с учетом изменения параметров плавки. Оптимизационная модель позволяет прогнозировать параметры инжектируемого топлива на отдельных доменных печах в различных технологических ситуациях работы цеха. При постановке и решении задачи учтены статические характеристики, описывающие влияние изменений условий плавки на технико-экономические показатели работы печей, выполнено математическое описание как внешних, так и внутренних ограничений на работу доменных печей и цеха. По представленной модели разработана информационно-моделирующая система оптимизации распределения природного газа в доменном цехе. Приведены ре-

зультаты сравнительного анализа распределения природного газа на основе данных работы доменного цеха ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат». Анализ результатов показывает, что оптимизационная модель совместного распределения природного газа и кислорода позволяет эффективно использовать имеющиеся топливно-энергетические ресурсы с учетом технологических ограничений на работу отдельных печей и цеха в целом.

Ключевые слова: доменное производство, оптимизация, математическое моделирование, распределение энергоресурсов, параметры плавки.

*Spirin N.O., Giliova L.Y., Lavrov V.V., Istomin A.S., Gurin I.A.*

*Оптимізація розподілу енергетичних ресурсів в доменному цеху при зміні параметрів плавки.*

У роботі представлено модель оптимізації розподілу енергетичних ресурсів в доменному цеху з урахуванням зміни параметрів плавки. Оптимізаційна модель дозволяє прогнозувати параметри інжектуюваного палива на окремих доменних печах в різних технологічних ситуаціях роботи цеху. При постановці та вирішенні задачі враховано статичні характеристики, що описують вплив змін умов плавки на техніко-економічні показники роботи печей, виконано математичний опис як зовнішніх, так і внутрішніх обмежень на роботу доменних печей і цеху. З використанням представленої моделі розроблено інформаційно-моделюючу систему оптимізації розподілу природного газу в доменному цеху. Наведено результати порівняльного аналізу розподілу природного газу на основі даних роботи доменного цеху ВАТ «Магнітогорський металургійний комбінат». Аналіз результатів показує, що оптимізаційна модель спільного розподілу природного газу та кисню дозволяє ефективно використовувати наявні паливно-енергетичні ресурси з урахуванням технологічних обмежень на роботу окремих печей та цеху в цілому.

Ключові слова: доменне виробництво, оптимізація, математичне моделювання, розподіл енергоресурсів, параметри плавки.

*Spirin N.A., Giliova L.Y., Lavrov V.V., Istomin A.S., Gurin I.A.*

*Optimal allocation of fuel and energy resources in blast-furnace workshop for changing smelting parameters.*

The paper presents an optimization model of power resources allocation in a blast-furnace workshop taking into account change of smelting parameters. The optimization model allows to predict parameters of injected fuel in certain blast furnaces under various technological conditions of department operation.

In order to set and solve the task, we considered static characteristics,



describing the effect of changing fusion conditions on technical and economic parameters of furnace operation. Internal and external limitations of the blast furnace and workshop operation have been mathematically described. The developed model allowed to work out information modelling system for optimizing natural gas distribution in the blast workshop. The paper features the results of comparative research into natural gas distribution on the basis of the data compiled about the operation of blast workshop at OJSC "Magnitogorsk Iron and Steel Works". Analysis of the results testifies that optimization model of co-distribution of natural gas and oxygen allows to efficiently utilize available fuel and energy resources taking into account technological limitations on operation of separate furnaces and workshop as a whole.

Keywords: blast furnace production, optimization, mathematical modeling, allocation of energy resources, melting parameters.

УДК 662.764

*Спирин Н.А., Лавров В.В., Истомин А.С., Гурин И.А., Буркин А.А., Щипанов К.А.*

*Программное обеспечение системы управления сырьевыми ресурсами в доменном производстве.*

С. 75 – 88.

Рус.

Библ. – 9 назв.

В работе представлено программное обеспечение информационно-моделирующей системы для определения оптимального состава шихт и флюсов в аглодоменном производстве. В основу системы положен комплекс математических моделей: сквозного расчета агломерационной и доменной шихт; расчета технико-экономических показателей доменной плавки (расхода кокса, производительности) при изменении дутьевых параметров, свойств кокса и состава железорудной части шихты; расчета свойств первичного и конечного шлака, обессеривающей способности конечного шлака и прогнозирования содержания серы в чугуне; моделирования газодинамического режима доменной плавки; диагностики хода доменной плавки. Разработанное программное обеспечение предназначено для автоматизированного рабочего места технологического персонала доменного цеха. Его использование на ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» позволяет в режиме "советчика" выбирать виды материалов, их расходы для получения требуемого шлакового режима, а так же оценивать газодинамический режим и технико-экономические показатели доменной плавки.

Ключевые слова: доменное производство, математическое моде-

лирование, параметры плавки, железорудное сырье.

*Спірін Н.О., Лавров В.В., Істомін А.С., Гурін І.А., Бурикін А.А., Щипанов К.А.*

*Програмне забезпечення системи управління сировинними ресурсами в доменному виробництві.*

У роботі представлено програмне забезпечення інформаційно-моделюючої системи для визначення оптимального складу шихт і флюсів в аглодоменному виробництві. В основу системи покладено комплекс математичних моделей: наскрізного розрахунку агломераційної і доменної шихт; розрахунку техніко-економічних показників доменної плавки (витрати коксу, продуктивності) при зміні дуттьових параметрів, властивостей коксу і складу залізорудної частини шихти; розрахунку властивостей первинного і кінцевого шлаку, знесірчувальної здатність кінцевого шлаку та прогнозування вмісту сірки в чавуні; моделювання газодинамічного режиму доменної плавки; діагностики ходу доменної плавки. Розроблене програмне забезпечення призначено для автоматизованого робочого місця технологічного персоналу доменного цеху. Його використання на ВАТ «Магнітогорський металургійний комбінат» дозволяє в режимі "порадника" вибирати види матеріалів, їх витрати для отримання необхідного шлакового режиму, а так само оцінювати газодинамічний режим і техніко-економічні показники доменної плавки.

Ключові слова: доменне виробництво, математичне моделювання, параметри плавки, залізорудна сировина.

*Spirin N.A., Lavrov V.V., Istomin A.S., Gurin I.A., Burikin A.A., Shipanov K.A.*

*Control system software for raw materials sources in blast-furnace industry.*

The paper presents the software for information-modelling system for defining the optimal composition of flux and fusion mixture in agglomeration sintering and blast-furnace industry. The mathematical models complex serves as a basis of system for calculation of agglomeration sintering and blast-furnace mix tunes; calculation of technical and economic parameters of blast-furnace fusion (coke rate, productivity) for changing air blast parameters, properties of coke and composition of iron-ore materials; calculation of primary and top cinder properties, desulfurizing power of top cinder and forecasting of sulfur contents in pig-iron; simulations the gas dynamic mode of blast-furnace fusion; diagnostics of blast-furnace fusion mode. The developed software is intended for the automated bench of technological staff at the blast-furnace plant. Its usage on OJSC "Magnitogorsk Iron and Steel Works" allows to select (in a mode of "adviser") sorts

of materials, their expenditures for obtaining the required slag mode and to estimate the gas dynamic mode and technical and economic parameters of blast-furnace fusion.

Keywords: blast furnace industry, mathematical modeling, melting parameters, iron-ore materials.

УДК 669.187:541.123

*Харченко А.В., Иванов В.И., Радченко Ю.Н.*

*Разработка математической модели процесса ускоренного охлаждения сортового проката.*

С. 89 – 94.

Рус.

Библ. – 5 назв.

Предложена математическая модель процесса ускоренного охлаждения сортового проката на основе модифицированного уравнения теплопроводности для цилиндра бесконечной длины, учитывающего неоднородность коэффициента температуропроводности по его сечению в условиях больших градиентов температуры. Математическую модель можно использовать в системах автоматизированного контроля и управления процессами сортовой прокатки в качестве интеллектуального ядра.

Ключевые слова: сортовой прокат, ускоренное охлаждение, математическая модель, уравнение теплопроводности, коэффициент температуропроводности.

*Харченко А.В., Иванов В.И., Радченко Ю.М.*

*Розробка математичної моделі процесу прискореного охолодження сортового прокату.*

Запропоновано математичну модель процесу прискореного охолодження сортового прокату на основі модифікованого рівняння теплопровідності для циліндра нескінченної довжини, що враховує неоднорідність коефіцієнта температуропровідності по його перетину в умовах великих градієнтів температури. Математичну модель можна використовувати в системах автоматизованого контролю та управління процесами сортової прокатки в якості інтелектуального ядра.

Ключові слова: сортовий прокат, прискорене охолодження, математична модель, рівняння теплопровідності, коефіцієнт температуропровідності.

*Kharchenko A.V., Ivanov V.I., Radchenko Yu.N.*

*Development of mathematical model for process of accelerated cooling of rolled products.*

The mathematical model for the process of accelerated cooling of

rolled products has been developed on the basis of the modified equation of heat conductivity for the cylinder of endless length, taking into account heterogeneity of the coefficient of thermal diffusivity along section in conditions of large temperature gradients. The mathematical model can be used as an intellectual centre in the systems of automated control and management of the processes of flat-and-edge rolling.

Keywords: flat-and-edge rolling, accelerated cooling, mathematical model, equation of heat conductivity, coefficient of thermal diffusivity.

УДК 669.168

*Цыбуля Е.И.*

*Исследование распределения температур по толщине и длине футеровки трубчатой вращающейся печи для прокаливания антрацита.*

С. 95 – 100.

Рус.

Библ. – 5 назв.

Изложены результаты математического моделирования теплофизических процессов отопления трубчатой вращающейся печи (ТВП) и распределения температур по толщине и длине футеровки применительно к условиям производства термоантрацита. Представлены аналитические зависимости температуры рабочей поверхности ТВП от температуры кожуха при различной толщине огнеупорного слоя «горячей» зоны печи. С использованием разработанной модели исследовано температурное поле ТВП ПАО «Укрграфит» и выявлены четыре температурные зоны, в которых температура на 130 °С, 340 °С, 195 °С и 200 °С выше усредненной по тренду.

Ключевые слова: трубчатая вращающаяся печь, футеровка, периклазохромит, шамот, температура стального кожуха, распределение температур по толщине футеровки.

*Цыбуля Є.І.*

*Дослідження розподілу температур по товщині і довжині футерування трубчастої обертової печі для прожарювання антрациту.*

Викладено результати математичного моделювання теплофізичних процесів опалення трубчастої обертової печі (ТОП) і розподілу температур по товщині і довжині футерування стосовно до умов виробництва термоантрациту. Представлені аналітичні залежності температури робочої поверхні ТОП від температури кожуха при різній товщині вогнетривкого шару «гарячої» зони печі. З використанням розробленої моделі досліджено температурне поле ТОП ПАТ «Укрграфіт» та виявлено чотири температурні зони, в яких температура на 130 °С, 340 °С, 195 °С і 200 °С вище усередненої по тренду.

Ключові слова: трубчаста обертова піч, футеровка, періклазохро-  
міт, шамот, температура сталевого кожуха, розподіл температур по  
товщині футеровки.

*Tsybulya E.I.*

*Investigation of temperature distribution along the thickness and  
length of lining of tubular rotary furnace for anthracite calcination.*

The paper presents the results of mathematical modeling thermophys-  
ical processes of heating tubular rotary furnace (TRF) and temperature dis-  
tribution along the thickness and length of lining applied for conditions of  
thermoanthracite production. It is also features analytical corelations be-  
tween temperature of the TRF working surface and the temperature of cas-  
ing at different thickness of heat-resistant layer in the «hot» furnace zone.  
The developed model allowed to investigate the temperature field of PJSC  
"Ukrgrafit" TRF and to detect detect four temperature zones with tempera-  
tures higher than averaged over trend by 130 °C, 340 °C, 195 °C and  
200°C.

Keywords: tubular rotary furnace lining-up, periclase-chromite, cha-  
motte, temperature of the steel casing, distribution of temperatures along  
the thickness of the lining-up.

УДК 662.661.25: 621.078

*Баріщенко О.М., Єрмакова Ю.С.*

*Підвищення ефективності паливовикористання за рахунок  
застосування теплообмінних апаратів.*

С. 101 – 109.

Укр.

Бібл. – 3 назв.

В статті наводиться розрахунок теплових витрат термічної печі  
на основі імітаційної математичної моделі з широким спектром варію-  
вання параметрів. В якості підвищення ефективності паливовикорис-  
тання запропоновано застосування теплообмінних апаратів. Результа-  
ти моделювання обґрунтовують доцільність використання теплооб-  
мінних апаратів на термічних печах, в яких відбувається тепла об-  
робка матеріалів при низьких температурах.

Ключові слова: теплообмінний апарат, паливо, теплові втрати,  
термічна піч, математична модель.

*Барыщенко Е.Н., Ермакова Ю.С.*

*Повышение эффективности топливоиспользования за счет при-  
менения теплообменных аппаратов.*

В статье приводится расчет тепловых потерь термической печи  
на основе имитационной математической модели с широким спектром

варьирования параметров. В качестве повышения эффективности использования топлива предложено применение теплообменных аппаратов. Результаты моделирования обосновывают целесообразность использования теплообменных аппаратов на термических печах, в которых происходит тепловая обработка материалов при низких температурах.

Ключевые слова теплообменный аппарат, топливо, тепловые потери, термическая печь, математическая модель.

*Barishenko O.M., Yermakova Yu.S.*

*Improving the efficiency of fuel utilization through the use of heat exchangers.*

The article presents the calculation of heat loss in a thermal furnace based on simulation mathematical model with a wide range of parameters variation. As a way to increase fuel use efficiency, it is suggested to use heat exchangers. The simulation results substantiate the feasibility of using heat exchangers in thermal furnaces, where a heat treatment of materials takes place at low temperatures.

Keywords: heat exchanger, fuel, heat loss, thermal furnace, mathematical model.

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<i>Бирюков А.Б., Новикова Е.В., Олешкевич Т.Г., Петренко Л.Н.</i> Диагностика процесса окисления металла в пламенных печах. .	3
<i>Горбунов А.Д., Глуценко Е.Л.</i> Учёт потерь теплоты при расчёте доменной плавки. . . . .	12
<i>Горбунов А.Д., Трикило А.И., Уклеина С.В.</i> Аналитический расчёт температур и термических напряжений при граничных условиях II рода. . . . .	18
<i>Ерёмин А.О.</i> Влияние колебаний температуры подогрева воздуха в регенераторах на равномерность нагрева металла. . . . .	28
<i>Захаров Н.И., Кашаев В.В., Богуцкий В.Б.</i> Компьютерное моделирование диффузионного массопереноса водорода в расплаве алюминия при комплексной внепечной обработке. . . . .	36
<i>Михайловский Н.В., Бейцун С.В., Гупало Е.В.</i> Исследование эффективности теплоизоляции расплава в ковше. . . . .	41
<i>Назаренко І.А.</i> Вплив висоти донного відбивача на перенос теплоти в резервуарі. . . . .	48
<i>Романько Я.В., Романько В.В., Узлов К.И., Мных И.Н.</i> Анализ модернизации системы отопления печи с шагающими балками. . . . .	53
<i>Сафьянц С.М., Бирюков А.Б., Сафьянц А.С.</i> Разработка и анализ способов получения пара для формирования паровоздушного дутья в системах производства смешанного генераторного газа. . . . .	58
<i>Спирин Н.А., Гилёва Л.Ю., Лавров В.В., Истомин А.С., Гурин И.А.</i> Оптимизация распределения энергетических ресурсов в доменном цехе при изменении параметров плавки. . . . .	66
<i>Спирин Н.А., Лавров В.В., Истомин А.С., Гурин И.А., Бурыкин А.А., Щипанов К.А.</i> Программное обеспечение системы управления сырьевыми ресурсами в доменном производстве. . . . .	75
<i>Харченко А.В., Иванов В.И., Радченко Ю.Н.</i> Разработка математической модели процесса ускоренного охлаждения сортового проката. . . . .	89
<i>Цыбуля Е.И.</i> Особенности распределения температур в футеровке вращающейся печи для прокаливания антрацита. . . . .	95
<i>Барішненко О.М., Єрмакова Ю.С.</i> Підвищення ефективності паливовикористання за рахунок застосування теплообмінних апаратів. . . . .	101
<i>АННОТАЦИИ.</i> . . . . .	110

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Збірник наукових праць  
Міністерство освіти і науки України  
Національна металургійна академія України

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ ТЕПЛОТЕХНИКА

Російською, українською та англійською мовами

Технічний редактор **Т.М. Шемет**  
Коректор **В.О. Гореленко**

Здано на складання 20.11.2014 р.  
Рекомендовано до друку Вченою радою  
Національної металургійної академії України (протокол № 8 від 24.11.2014 р.)

Оригінал-макет наукового видання розроблено редакцією збірника  
«Металлургическая теплотехника» спільно з редакційно-видавничим  
відділом Національної металургійної академії України.

Підписано до друку 25.11.14. Формат 84x108/32 Папір офсетний.  
Умовн. друк. арк. 7,53. Тираж 100 прим. Замов. №

Віддруковано у видавництві «Нова ідеологія».  
49044, м. Дніпропетровськ, вул. Гоголя, 15-а.  
Свідоцтво ДК № 191 від 20.09.2000 р.

М 54 **Металлургическая теплотехника** : збірник наукових праць  
Національної металургійної академії України. – Випуск 6 (21) –  
Дніпропетровськ : Нова ідеологія, 2014. – 128 с.

**ISSN 2075-0714**

До цього збірника увійшли статті з теплотехніки та енергетики в  
металургії, ефективного використання палива, моделювання та ек-  
спериментального дослідження теплофізичних процесів.

УДК 669.1:621.1