

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ РЕСПУБЛИКИ БЕЛАРУСЬ  
Белорусский национальный технический университет

# МЕТАЛЛУРГИЯ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ  
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Основан в 1967 году

ВЫПУСК 34  
В 2 ЧАСТЯХ  
ЧАСТЬ 1

Минск  
БНТУ  
2013

УДК 669(082)

MS4

Металлургия : Республ. межведом. сб. науч. тр. : в 2 ч. – Минск : БНТУ, 2013. – Вып. 34, ч. 1. – 232 с.

В части I сборника представлены материалы в области металлургии, литейного производства черных и цветных металлов, обработки металлов давлением. Рассмотрены вопросы математического моделирования технологических процессов, исследованы и усовершенствованы технологии получения отливок и заготовок, определены перспективные направления создания новых материалов и оборудования.

Результаты исследований нашли широкое применение в условиях металлургических и машиностроительных производств республики.

Для инженерно-технических и научных работников, преподавателей и студентов вузов соответствующего профиля.

#### Редакционная коллегия :

*В.И. Тимошпольский* (гл. редактор), *Б.М. Немененок* (зам. гл. редактора),  
*Н.А. Трусова* (отв. секретарь), *К.Е. Белявин*, *А.И. Гордиенко*,  
*Н.И. Иваницкий*, *Л.А. Исаевич*, *Д.М. Кукуй*,  
*А.М. Лазаренков*, *Е.И. Марукович*, *В.К. Шелег*

#### Рецензенты :

академик Национальной академии наук Беларуси,  
доктор технических наук *С.А. Астапчик*;  
член-корреспондент Национальной академии наук Беларуси,  
доктор физико-математических наук *Н.В. Павлюкевич*

© Белорусский национальный  
технический университет, 2013

УДК 669.041:621.365

**И.А. ТРУСОВА**, д-р техн. наук (БНТУ),  
**М.Л. ГЕРМАН**, канд. физ.-мат. наук (БелТЭИ),  
**Д.В. МЕНДЕЛЕВ**, канд. техн. наук,  
**С.М. КАБИШОВ**, канд. техн. наук,  
**П.Э. РАТНИКОВ**, канд. техн. наук (БНТУ)

### **ТЕПЛОВАЯ РАБОТА КУЗНЕЧНЫХ ИНДУКЦИОННЫХ НАГРЕВАТЕЛЕЙ. СООБЩЕНИЕ 1. ОСНОВЫ ФИЗИКО- МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ**

Индукционный нагрев является одним из наиболее сложных электротермических процессов и при математическом моделировании тепловой работы индукционных установок в строгой постановке требует рассмотрения взаимосвязанных явлений разной физической природы [1], включая электромагнитные и тепловые процессы. Известны публикации по проведению изучения двух или нескольких взаимосвязанных явлений методами математического моделирования с целью оптимизации конструкций и режимов работы индукционных устройств. В свою очередь, задачи проектирования устройств прямого и косвенного нагрева существенно различаются. При прямом нагреве материал, форма и размеры нагреваемых тел заданы и, как правило, не могут быть изменены. Проектирование таких устройств сводится к разработке конструкции индукторов и выбору режима нагрева. При косвенном нагреве существует возможность выбора конструкции и материала нагревателя.

В работе [1] отмечается, что при разработке комбинированных программных моделей электротепловых процессов целесообразно использовать модульный принцип, что предполагает создание специализированной библиотеки стандартных подпрограмм для решения задач индукционного нагрева. На базе этой библиотеки можно легко расширять указанные модели, учитывающие те или иные особенности технологического процесса, различные режимы нагрева,

возможность нагрева других материалов. Связь электромагнитного поля с температурным полем в системе «индуктор – заготовка» обусловлена зависимостью удельного сопротивления и магнитной проницаемости заготовки от температуры.

В работе [2] авторами рассмотрены некоторые методы расчета двухмерных электромагнитных полей в устройствах индукционного нагрева. Интегральные численные методы электрического расчета индукционных устройств основаны на введении вторичных источников поля, которые характеризуют реакцию тел, составляющих систему, на воздействие сторонних (первичных) источников. При этом сами тела замещаются вакуумом, что упрощает расчет. Введение вторичных источников не является однозначным, что позволяет создавать различные расчетные модели, наиболее отвечающие конкретным целям. Целью расчета является определение вторичных источников, после чего легко найти любые параметры системы. Вторичные источники определяются решением интегральных уравнений, описывающих их взаимодействие друг с другом и с первичными источниками. Уравнения учитывают взаимодействие всех источников рассматриваемой системы, а не только соседних, поэтому интегральные методы наиболее удобны для расчета квазистационарных систем, то есть таких устройств, в которых можно пренебречь запаздыванием сигнала. Это означает, что размеры устройства должны быть значительно меньше длины электромагнитной волны в воздухе.

Конечно-разностные методы расчета тепловых и электромагнитных полей являются наиболее универсальными и пригодными для расчета полей любой природы, если известно поведение их потенциалов или напряженностей в малом объеме. Электромагнитные поля описываются уравнениями Максвелла, связывающими одни параметры поля с другими с помощью операторов пространственного и временного дифференцирования. Эти уравнения представляют собой дивергентную форму описания поля. Другой формой описания являются дифференциальные уравнения второго порядка, характеризующие распределение какого-либо параметра (потенциала, напряженности) в пространственно-временной области. Обе формы описания полей могут быть использованы для построения конечно-разностных схем расчета. При этом область непрерывного изменения аргументов (пространственных координат, времени) за-

меняется областью дискретного изменения (сеткой), непрерывные функции заменяются дискретными (сеточными), определенными только в узлах сетки, вместо дифференциальных операторов вводятся разностные.

Комбинированные модели индукционных нагревателей являются наиболее высокой степенью их математического моделирования. Такие модели могут быть двух- и более компонентными в зависимости от числа процессов, учитываемых при их построении. При наличии модели процесса или индукционной установки роль натуральных экспериментов сводится к проверке ее (модели) адекватности процессу в отдельных точках области, уточнению параметров модели и отработке принятых конструкций с целью их коррекции и выявления влияния параметров, не учтенных при построении модели. Комбинированные модели могут базироваться на различных расчетных методах – приближенных, аналитических и численных. Выбор метода зависит от конкретных условий и во многом определяет эффективность модели. Тепловой расчет выполняется, как правило, аналитическим или конечно-разностным численным методом, а электромагнитные процессы рассчитываются как аналитическими, так и численными методами.

В 2006 году в ГНУ «Институт тепло- и массообмена им. А.В. Лыкова НАН Беларуси» выполнена научно-исследовательская работа, посвященная изучению процессов индукционного нагрева стальных заготовок при использовании метода конечных элементов (руководитель НИР – кандидат физико-математических наук Герман М.Л., исполнители работы кандидат физико-математических наук Файн И.В., инженер-программист Менделев Д.В.). В рамках выполнения этой работы исполнителями было осуществлено математическое моделирование и численный расчет процесса индукционного нагрева стальных заготовок цилиндрической формы. Основные результаты этой работы приведены в публикации [3].

Индукционные токи, возникающие в заготовке и приводящие к ее нагреву, находятся из решения уравнений Максвелла:

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \vec{j} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}; \quad (1)$$

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}; \quad (2)$$

$$\operatorname{div} \vec{D} = 0; \quad (3)$$

$$\operatorname{div} \vec{H} = 0. \quad (4)$$

Материальные уравнения исследуемой системы имеют вид:

$$\vec{D} = \epsilon \epsilon_0 \vec{E}; \quad (5)$$

$$\vec{B} = \mu \mu_0 \vec{H}; \quad (6)$$

$$\vec{j} = \sigma \vec{E}. \quad (7)$$

Общее представление ротора векторного поля  $\vec{V}(M)$  в цилиндрических координатах имеет вид:

$$\operatorname{rot} \vec{V} = \left( \frac{1}{r} \frac{\partial V_z}{\partial \varphi} - \frac{\partial V_\varphi}{\partial z} \right) \vec{e}_r + \left( \frac{\partial V_r}{\partial z} - \frac{\partial V_z}{\partial r} \right) \vec{e}_\varphi + \left( \frac{1}{r} \frac{\partial(rV_r)}{\partial r} - \frac{1}{r} \frac{\partial V_r}{\partial \varphi} \right) \vec{e}_z. \quad (8)$$

С учетом (5)–(7), можно преобразовать уравнения (1), (2) следующим образом:

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \epsilon \epsilon_0 \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} + \sigma \vec{E}; \quad (9)$$

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\mu \mu_0 \frac{\partial \vec{H}}{\partial t}. \quad (10)$$

В случае осевой симметрии напряженность электрического поля имеет только тангенциальную компоненту, а магнитного – только осевую и радиальную. В силу этого можно считать, что от угла  $\varphi$  векторы  $\vec{E}$  и  $\vec{H}$  не зависят. С учетом этого можно применить (8) к уравнениям (9), (10):

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \left( \frac{\partial H_r}{\partial z} - \frac{\partial H_z}{\partial r} \right) \vec{e}_\varphi = \left( \varepsilon \varepsilon_0 \frac{\partial}{\partial t} + \sigma \right) \cdot (E_r \vec{e}_r + E_\varphi \vec{e}_\varphi + E_z \vec{e}_z) \Rightarrow \quad (11)$$

$$\left( \frac{\partial H_r}{\partial z} - \frac{\partial H_z}{\partial r} \right) = \left( \varepsilon \varepsilon_0 \frac{\partial}{\partial t} + \sigma \right) E_\varphi;$$

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial E_\varphi}{\partial z} \vec{e}_r + \frac{1}{r} \frac{\partial(rE_\varphi)}{\partial r} \vec{e}_z = -\mu \mu_0 \frac{\partial}{\partial t} (H_r \vec{e}_r + H_\varphi \vec{e}_\varphi + H_z \vec{e}_z) \Rightarrow \quad (12)$$

$$\frac{\partial E_\varphi}{\partial z} = \mu \mu_0 \frac{\partial H_r}{\partial t};$$

$$\frac{1}{r} \frac{\partial(rE_\varphi)}{\partial r} = -\mu \mu_0 \frac{\partial H_z}{\partial t} \Leftrightarrow \frac{\partial(rE_\varphi)}{\partial r} = -\mu \mu_0 r \frac{\partial H_z}{\partial t}.$$

Воспользовавшись методом разделения переменных,  $\vec{H}$  и  $\vec{E}$  можно представить в виде:

$$\left. \begin{aligned} \vec{H}(t, x_1, \dots, x_n) &= \dot{\vec{H}}(x_1, \dots, x_n) e^{i\omega t}; \\ \vec{E}(t, x_1, \dots, x_n) &= \dot{\vec{E}}(x_1, \dots, x_n) e^{i\omega t}. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

С учетом (13) для (11), (12) можно записать:

$$\left. \begin{aligned} -i \frac{1}{\mu \mu_0 \omega} \frac{\partial E_\varphi}{\partial z} &= H_r; \\ i \frac{1}{\mu \mu_0 r \omega} \frac{\partial(rE_\varphi)}{\partial r} &= H_z; \\ \left( \frac{\partial H_r}{\partial z} - \frac{\partial H_z}{\partial r} \right) &= (i \cdot \varepsilon \varepsilon_0 \omega + \sigma) E_\varphi. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Продифференцировав первое и второе уравнения системы (14) по переменным  $z$  и  $r$ , запишем:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial H_r}{\partial z} &= -i \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{1}{\mu\mu_0\omega} \frac{\partial E_\varphi}{\partial z} \right); \\ \frac{\partial H_z}{\partial r} &= i \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{1}{\mu\mu_0 r\omega} \frac{\partial(rE_\varphi)}{\partial r} \right). \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Полученные уравнения необходимо подставить в третье уравнение системы (14):

$$-i \left( \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{1}{\mu\mu_0\omega} \frac{\partial E_\varphi}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{1}{\mu\mu_0 r\omega} \frac{\partial(rE_\varphi)}{\partial r} \right) \right) = (i \cdot \epsilon\epsilon_0\omega + \sigma) E_\varphi. \quad (16)$$

Уравнение (16) является уравнением второго порядка. Путем введения функции потенциала  $U = 2\pi r E_\varphi$ , можно привести (16) к каноническому уравнению Гельмгольца:

$$\frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{1}{\mu r} \frac{\partial U}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{1}{\mu r} \frac{\partial U}{\partial r} \right) - \frac{1}{r} k^2 U = 0. \quad (17)$$

Выражение для характеристического значения уравнения (17) имеет вид:

$$k^2 = -i\omega\mu_0(\sigma + i\omega\epsilon\epsilon_0). \quad (18)$$

Уравнение (17) с соответствующими граничными условиями может быть решено известными численными методами, например, конечно-разностным методом или методом конечных элементов. Следует отметить, что в этом уравнении коэффициенты являются комплексными, и не приводятся к действительным величинам в случае их зависимости от координат, так что получаемое решение также будет комплексным.

Для последующего численного решения уравнение (17) можно представить в следующем виде:

$$\frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{1}{\mu r} \frac{\partial}{\partial r} (r E_\varphi) \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{1}{\mu r} \frac{\partial}{\partial z} (r E_\varphi) \right) - \kappa^2 (E_\varphi - E_{\varphi 0}) = 0. \quad (19)$$

Здесь функция  $E_{\varphi 0}(r, z)$  является функцией источника (вне обмоток индуктора равна нулю, внутри области обмотки – напряжению на единицу длины).

Представление уравнения электромагнитного поля (19) хотя и не является каноническим, вместе с тем оказывается наиболее приемлемым для последующего решения методом конечных элементов.

Для применения МКЭ нужно преобразовать уравнение (19), используя метод Галеркина. Умножив (19) на произвольную функцию  $\Psi(r, z)$  и проинтегрировав по всей расчетной области  $\Omega$ , получаем

$$\iint \Psi \left[ \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{1}{\mu r} \frac{\partial r E}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{1}{\mu r} \frac{\partial r E}{\partial z} \right) - \kappa^2 (E - E_0) \right] d\Omega = 0. \quad (20)$$

Первые два члена в уравнении (20) являются дивергенцией, поэтому, используя теорему Грина и Остроградского-Гаусса, можно записать:

$$\begin{aligned} - \oint \left( \Psi \frac{1}{\mu r} \frac{\partial r E}{\partial r} e_r + \Psi \frac{1}{\mu r} \frac{\partial r E}{\partial z} e_z \right) dn + \iint \frac{1}{\mu r} \left( \frac{\partial \Psi}{\partial r} \frac{\partial r E}{\partial r} + \frac{\partial \Psi}{\partial z} \frac{\partial r E}{\partial z} \right) d\Omega + \\ + \iint \Psi \kappa^2 E d\Omega = \iint \Psi \kappa^2 E_0 d\Omega. \end{aligned} \quad (21)$$

На следующем этапе осуществляется переход к решению поставленной задачи. Пусть вся область  $\Omega$  состоит из отдельных элементов,  $\Omega_e$ ,  $e = 1 \dots N_{el}$ . Тогда интегрирование по области можно заменить на сумму интегралов по элементам. Затем представим, что искомая функция  $E(r, z)$  и произвольная функция  $\Psi(r, z)$  являются кусочно-линейными непрерывными функциями координат

$$\left. \begin{aligned} E(r, z) &= \sum_{i=1}^{N_p} E_i N_i(r, z); \\ \Psi(r, z) &= \sum_{i=1}^{N_p} \Psi_i N_i(r, z), \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

где  $N_i(r, z)$  – кусочно-линейная функция, равная нулю на всех элементах, не содержащих узел;  $i, N_p$  – число узлов. Поскольку  $\Psi(r, z)$  – произвольная функция, соответствующая сеточная переменная  $\Psi_i$  также может быть произвольной. Выберем  $N_p$  различных функций  $\Psi_i = \delta_{ik}$ , и тогда вместо одного уравнения (21) можно записать  $N_p$  уравнений для нахождения  $N_p$  неизвестных значений  $E_i$ :

$$\begin{aligned} & - \sum_{i=1}^{N_p} \sum_{e=1}^{N_{el}} \int \frac{1}{\mu_e} E_i N_k \left( \frac{\partial N_i}{\partial r} + \frac{1}{r} N_i \right) e_r + \frac{\partial N_i}{\partial z} e_z \, d\Omega + \\ & + \sum_{i=1}^{N_p} \sum_{e=1}^{N_{el}} \iint \frac{E_i}{\mu_e} \left( \frac{\partial N_k}{\partial r} \frac{\partial N_i}{\partial r} + \frac{\partial N_k}{\partial r} \frac{N_i}{r} + \frac{\partial N_k}{\partial z} \frac{\partial N_i}{\partial z} \right) d\Omega + \quad (23) \\ & + \sum_{i=1}^{N_p} \sum_{e=1}^{N_{el}} \iint \kappa^2 E_i N_k N_i d\Omega = \sum_{i=1}^{N_p} \sum_{e=1}^{N_{el}} \iint \kappa^2 E_{0i} N_k N_i d\Omega. \end{aligned}$$

В уравнении (23) первый член отвечает граничным условиям. На оси цилиндра напряженность электрического поля должна обращаться в нуль. Боковые потоки также обращаются в нуль на достаточно большом удалении от источника. Поэтому (23) можно преобразовать к виду

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^{N_p} \sum_{e=1}^{N_{el}} \iint \frac{E_i}{\mu_e} \left( \frac{\partial N_k}{\partial r} \frac{\partial N_i}{\partial r} + \frac{\partial N_k}{\partial r} \frac{N_i}{r} + \frac{\partial N_k}{\partial z} \frac{\partial N_i}{\partial z} \right) d\Omega + \quad (24) \\ & + \sum_{i=1}^{N_p} \sum_{e=1}^{N_{el}} \iint \kappa^2 E_i N_k N_i d\Omega = \sum_{i=1}^{N_p} \sum_{e=1}^{N_{el}} \iint \kappa^2 E_{0i} N_k N_i d\Omega. \end{aligned}$$

Для численного решения (24) необходимо вычислить следующие 4 типа интегралов:

$$\left. \begin{aligned} I_1^{i,k} &= \iint N_k N_i d\Omega; \\ I_2^{i,k} &= \iint \frac{\partial N_k}{\partial z} \frac{\partial N_i}{\partial z} d\Omega; \\ I_3^{i,k} &= \iint \frac{\partial N_k}{\partial r} \frac{\partial N_i}{\partial r} d\Omega; \\ I_4^{i,k} &= \iint \frac{\partial N_k}{\partial r} \frac{N_i}{r} d\Omega \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

Хотя последний интеграл в (25) имеет особенность при  $r = 0$ , эта особенность является мнимой, так как вследствие обнуления функции при  $r = 0$  соответствующая часть интеграла в (25) не участвует в составлении матричных уравнений.

Ниже приведено подробное вычисление интегралов (25). Для треугольных элементов с вершинами  $(i, j, m)$  (рисунок 1) соответствующие интегралы будут иметь вид

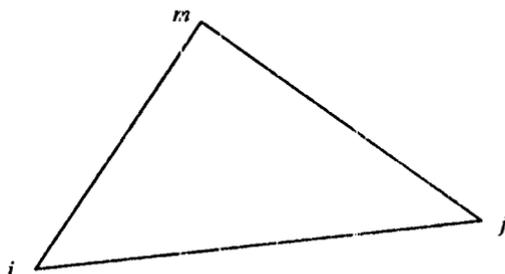


Рисунок 1 – Треугольный конечный элемент

$$N_i = \frac{1}{3} + \frac{1}{2\Delta}(b_i z + c_i r);$$

$$N_j = \frac{1}{3} + \frac{1}{2\Delta}(b_j z + c_j r);$$

$$N_m = \frac{1}{3} + \frac{1}{2\Delta}(b_m z + c_m r),$$

где координаты  $r, z$  рассчитываются от центра треугольника, а коэффициенты равны:

$$b_i = r_j - r_m; \quad b_j = r_m - r_i; \quad b_m = r_i - r_j;$$

$$c_i = z_m - z_j; \quad c_j = z_i - z_m; \quad c_m = z_j - z_i;$$

$$\Delta = \frac{1}{2}(z_j r_m - z_m r_j + z_m r_i - z_i r_m + z_m r_i - z_i r_m) - \text{площадь треугольника.}$$

Тогда интегралы (25) будут равны:

$$I_1^{i,j} = \frac{\Delta}{9} + \frac{1}{48\Delta} [b_i b_j \sum_{k=1}^3 z_k^2 + c_i c_j \sum_{k=1}^3 r_k^2 + (b_i c_j + b_j c_i) \sum_{k=1}^3 z_k r_k];$$

$$I_2^{i,j} = \frac{1}{4\Delta} b_i b_j;$$

$$I_3^{i,j} = \frac{1}{4\Delta} c_i c_j.$$

Постановка тепловой задачи при индукционном нагреве не отличается от традиционных задач нагрева, за исключением явного присутствия теплового источника в правой части уравнений. Следует учесть зависимость свойств нагреваемого изделия, а также мощности тепловых источников от температуры нагрева

Уравнение переноса тепла в цилиндрических координатах имеет вид:

$$\rho c \left( \frac{\partial T}{\partial t} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \lambda \frac{\partial T}{\partial z} = q, \quad (26)$$

где  $T$  – температура;  $v_z$  – скорость движения заготовки;  $\rho$ ,  $c$ ,  $\lambda$  – соответственно плотность, удельная теплоемкость и коэффициент теплопроводности;  $q_J = |E_\phi|^2 / \gamma$  – удельные тепловыделения.

Для решения уравнения теплопроводности могут быть использованы те же методы, что и для решения электромагнитной задачи. Обе задачи (17) и (19) должны решаться совместно. Следует отметить, что изменение мощности нагрева (путем изменений напряжений индуктора) не влияет на характер начальных уравнений, так как эти изменения слишком медленные, и использование гармонически меняющихся функций электрического и магнитного полей вполне допустимо.

При разработке программы расчета индукционного нагрева, физико-математическая основа которой описана в [3], были допущены определенные упрощения, а именно: рассмотрен нагрев цилиндрических заготовок; не учитывалась зависимость магнитной проницаемости от магнитной напряженности магнитного поля (не учитывались потери на гистерезис). Однако разработка основ моделирования даже с некоторыми упрощениями дала возможность продолжить эти работы с целью более широкого применения полученных результатов для решения конкретных технических задач применительно к промышленным установкам.

В работе [4] приводится выбор технических характеристик для различных видов применения индукционного нагрева в промышленности. В частности, для поверхностного нагрева выбор частоты индуктора определяется условием, что в массовом производстве недопустимы режимы, при которых удельные потери в индукторе превышают  $0,4 \text{ кВт/см}^2$ , так как при этом индуктор часто перегорает вследствие нестабильности охлаждения. Минимальная глубина нагреваемого слоя, при которой потери в индукторе не превышают указанной величины, связана с частотой соотношением

$$x_{k \min} \approx 0,25 \Delta_k.$$

Диапазон частот, обеспечивающий глубинный тип нагрева и допустимые потери в индукторе, определяется неравенством

$$0,015/x_k^2 < f < 0,25/x_k^2.$$

Экспериментальные исследования, проведенные в лаборатории В.П. Вологодина (СПбГЭТУ «ЛЭТИ»), показывают, что максимум полного КПД, включая термический, достигается при выполнении одного из двух соотношений

$$x_k \approx (0,4 \div 0,5)\Delta_k;$$

$$f_{\text{опт}} \approx 0,06/x_k^2.$$

В дальнейшем будут рассмотрены зависимости удельной тепловой мощности индуцированных тепловых источников в заготовке от частоты индуктора, а также от поля напряженности на поверхности заготовки. Поэтому основными техническими характеристиками, влияющими на индукционный нагрев заготовок, являются частота переменного тока в обмотке индуктора, а также величина тока в индукторе, которая, в свою очередь, влияет на напряженность магнитного поля на поверхности заготовки.

### Литература

1. Немков, В.С. Теория и расчет индукционного нагрева / В.С. Немков, В.Б. Демидович. – Л.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
2. Установки индукционного нагрева: учебное пособие для вузов / А.Е. Слухоцкий [и др.]; под ред. А.Е. Слухоцкого. – Л.: Энергоиздат, 1981. – 328 с.
3. Математическое моделирование работы установки индукционного нагрева стальных заготовок и оптимизация ее электрической намотки / Файн, И.В. [и др.] // Тепло- и массоперенос-2007: сб. науч. тр. – Минск: Институт тепло-и массообмена им. А.В. Лыкова, 2007. – С. 362–368.
4. Кувалдин, А.Б. Индукционный нагрев ферромагнитной стали / А.Б. Кувалдин. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 200 с.

**И.А. ТРУСОВА**, д-р техн. наук,  
**Д.В. МЕНДЕЛЕВ**, канд. техн. наук,  
**П.Э. РАТНИКОВ**, канд. техн. наук,  
**С.М. КАБИЦОВ**, канд. техн. наук,  
**П.Ю. ЦЫКУНОВ** (БНТУ)

## **ТЕПЛОВАЯ РАБОТА КУЗНЕЧНЫХ ИНДУКЦИОННЫХ НАГРЕВАТЕЛЕЙ. СООБЩЕНИЕ 2. ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА УДЕЛЬНУЮ ТЕПЛОВУЮ МОЩНОСТЬ**

Для выбора конструкции кузнечных индукционных нагревателей (КИН) и номенклатуры нагреваемых в нем заготовок, прежде всего, знать технологическое назначение рассматриваемой индукционной установки.

В работе [1] отмечено, что индукционные установки делятся по частоте на три группы. Установки промышленной частоты (50 Гц) используются для нагрева крупногабаритных изделий под пластическую деформацию и термообработку, для низкотемпературного нагрева изделий и обогрева технологического оборудования. Установки средней частоты (150–10 000 Гц) составляют основной объем индукционного оборудования. Они применяются для нагрева под пластическую деформацию, поверхностную и объемную термообработку изделий, пайку, сварку и т.д. Установки ТВЧ (свыше 10 000 Гц) применяются для закалки изделий небольших размеров, пайки, сварки, создания индукционной плазмы и пр.

Так, авторами работы [2] отмечено, что существуют оптимальные конструкции индукторов для каждой технологической операции индукционного нагрева. На рисунке 1 представлены области применения установок индукционного нагрева в зависимости от частоты и требуемой мощности, что предопределяет выбор источников питания в зависимости от принципов их функционирования.

Авторы работы [1] также отмечают, что геометрическая форма всей индукционной системы определяется геометрией нагреваемых тел, индуктирующих обмоток и их взаимным расположением. Индукционному нагреву подвергаются тела самой различной формы с различной степенью электрического контакта между телами (при

нагреве нескольких тел). Основными конфигурациями можно считать плоские и цилиндрические тела, прямоугольные призмы и шары, а тела более сложной конфигурации с той или иной точностью можно заменить комбинацией этих форм. Следует отметить, что при одной и той же конфигурации индукционной системы возможны различные варианты исполнения обмотки индуктора. Она может быть одно- и многovitковой, а иногда и многослойной из проводов различного сечения. Исполнение обмотки может существенно влиять на выбор или разработку методики расчета, на качество нагрева и технико-экономические показатели устройства.

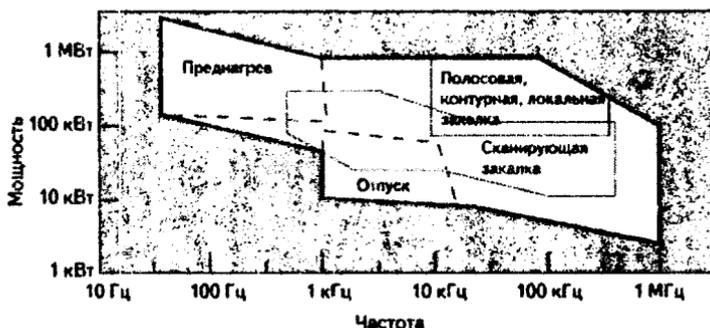


Рисунок 1 – Область применения индукционного нагрева в зависимости от частоты и требуемой мощности

Необходимо учесть и тот фактор, что электрофизические свойства материалов могут зависеть от интенсивности поля (для ферромагнетиков) и от времени, вследствие нагрева или перемещения тел. В свою очередь, внешние воздействия (токи и напряжения), прикладываемые к обмоткам (входам ЭМС), часто зависят от параметров самой системы. Если система линейна, то возможен расчет при поочередной подаче произвольных (например, единичных) воздействий на входы системы с последующим определением параметров эквивалентного ей многополюсника и решением цепной задачи. Для нелинейной ЭМС необходимо совместное решение уравнений ЭМ-поля и уравнений схемы питания, включая источник. Компактное описание и расчет ЭМ-процессов в общем виде не представляется возможным, поэтому требуется ряд допущений, корректность которых зависит от конкретной электромагнитной

системы. В частности, поле принимается квазистационарным (допущение позволяет пренебречь токами смещения по сравнению с токами в проводниках), электромагнитные процессы изменяются по гармоническому закону, зависимость магнитной проницаемости является однозначной и действительной величиной, вихревые токи в магнитопроводе не оказывают заметного влияния на ЭМ-поле вне его.

В работе [1] описан способ расчета ЭМ-системы на основе замены ее системой индуктивно связанных контуров. При определенных параметрах такая схема замещения обеспечивает правильность расчета напряженностей поля, токов и мощностей. Однако в более общем случае ее применение требует дополнительных условий или вообще невозможно. Если, например цилиндрическая система содержит массивное немагнитное тело, то ток в нем распределен неравномерно и замена его одним контуром неприемлема. В этом случае можно использовать разбиение (дискретизацию) такого тела по радиусу и длине на кольцевые элементы, являющиеся трубками тока, в пределах которых плотность тока примерно постоянна. На таком приеме основан интегральный метод расчета цилиндрических и плоских систем с немагнитными телами.

Оптимизация конструктивных параметров кузнечных индукционных нагревателей имеет целью обеспечить высокие энергетические показатели и максимальную производительность с единицы длины установки. Температурный перепад по длине стальных заготовок обычно не превышает требуемого температурного перепада по радиусу заготовки (100–150 °С) даже при различной степени заглупления заготовки в индукторе. Это обусловлено тем, что при работе на частотах, рекомендуемых по условию обеспечения достаточно высоко электрического КПД и малого времени нагрева, красной эффект индуктора и загрузки сравнительно малочувствителен к заглуплению загрузки в индукторе. Поэтому для широкого диапазона диаметров стальных заготовок могут определяться оптимальные толщины футеровки, обеспечивающие максимальный полный КПД индукционного нагревателя при работе на различных частотах, и соответственно значения КПД и производительность, приходящаяся на 1 м установки.

Для построения вышеуказанных зависимостей принимали следующие исходные данные: среднеинтегральная температура нагре-

ва заготовок – 1200 °С; температурный перепад по радиусу – 100 °С; футеровка – жаропрочный бетон со средней теплопроводностью 1,1 Вт/(м·К); зазор между загрузкой и внутренней поверхностью футеровки составил 1 см на каждую сторону.

Из вышеприведенного рисунка видно, что нагрев заготовок небольшого диаметра для обеспечения максимального КПД целесообразно осуществлять в индукторах с минимальной толщиной жаропрочной футеровки, обеспечивающей только защиту электрической изоляции индуктора. А при нагреве заготовок диаметром 6–8 см и выше в зависимости от частоты можно рекомендовать толщины футеровок, приведенные на рисунке 2. Предельный полный КПД нагревателя в зависимости от диаметра заготовки имеет максимум, который тем сильнее выражен, чем выше частота. Для каждой частоты существует диаметр заготовки, при котором обеспечивается максимальная производительность. Влияние конечного температурного перепада по радиусу на оптимальную толщину футеровки, предельный полный КПД, производительность единицы длины установки при нагреве на частоте 1000 Гц показаны на рисунке 3.

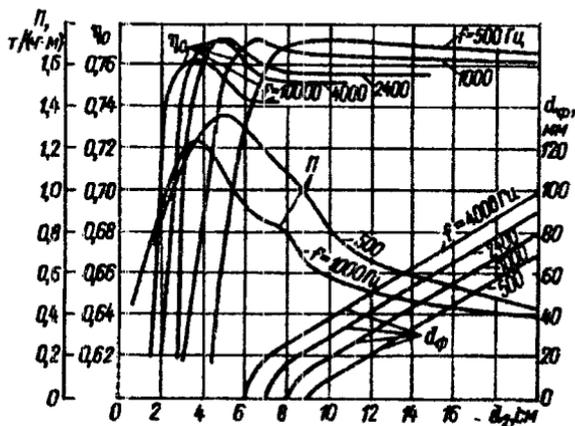


Рисунок 2 – Зависимость предельного полного КПД индукционного нагревателя  $\eta_0$ , соответствующей ему производительности, приходящейся на 1 м установки  $\Pi$ , оптимальной толщины футеровки  $d_4$  от диаметра стальных заготовок  $d_2$

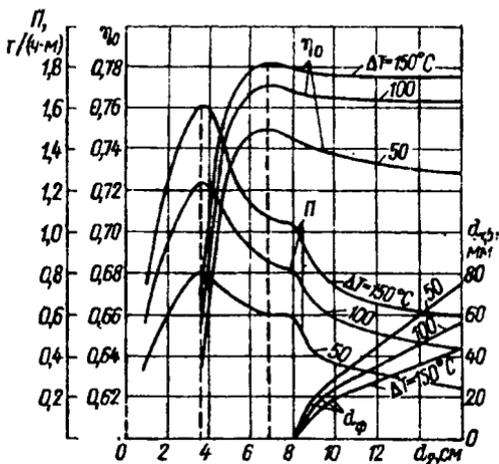


Рисунок 3 – Влияние конечного температурного перепада  $\Delta T$  на оптимальную толщину футеровки  $d_{\phi}$ , предельный полный КПД  $\eta_0$  и производительность метра установки  $\Pi$

Положение максимума полного КПД и производительность не зависят от температурного перепада. Естественно, что производительность и предельный полный КПД тем выше, чем больше допустимый конечный температурный перепад. Оптимальная толщина футеровки, обеспечивающая максимальный полный КПД, с увеличением температурного перепада уменьшается.

В работе [3] рассмотрены основы инженерных тепловых расчетов при индукционном нагреве. Отмечено, что индукционный нагрев может иметь разнообразные зависимости температуры (на поверхности) и теплового потока от времени. При этом в рассматриваемой работе авторы приводят зависимости возникающей тепловой мощности в нагреваемой детали от времени для некоторых характерных режимов, которые не встречаются в чистом виде, но в той или иной степени приближаются к режимам, имеющим место в промышленной практике. Поэтому при выводе расчетных формул были сделаны определенные упрощения. В частности, формально считается, что наводимый электромагнитным полем ток в

заготовке проходит лишь в слое  $\Delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu_0\mu}}$  (м) с равномерной

плотностью, равной  $\frac{J_{me}}{\sqrt{2}}$  (А/м<sup>2</sup>), а за его пределами отсутствует.

При этом (в случае рассмотрения заготовки в форме параллелепипеда) активное сопротивление вычисляется так же, как сопротивление пластины толщиной  $\Delta$  при постоянном токе, распределенном по всему сечению равномерно. Для тепловых расчетов существенно, что в пределах глубины проникновения тока выделяется основная часть энергии.

Мощность в элементарном слое  $dx$  для плоской заготовки шириной  $a$  и длиной  $l$  на глубине  $x$

$$dP = \frac{1}{2} al \rho J_{me}^2 e^{-2x/\Delta} dx.$$

Полная активная мощность, проходящая сквозь поверхность проводящей среды

$$P = al \frac{\rho J_{me}^2}{2} \int_0^{\infty} e^{-2x/\Delta} dx = al \frac{J_{me}^2 \rho \Delta}{4} = al p_0,$$

где  $p_0$  – удельная тепловая мощность на поверхности заготовки, Вт/м<sup>2</sup>.

Мощность в слое толщиной  $\Delta$

$$P_{0-\Delta} = al \frac{\rho J_{me}^2 \Delta}{2} \int_0^{\Delta} e^{-2x/\Delta} dx = al p_0 (1 - e^{-2}) = al (p_0 - p_{\Delta}) \approx 0,865 p_0,$$

где  $p_{\Delta}$  – удельная тепловая мощность на глубине  $\Delta$ , Вт/м<sup>2</sup>.

Выражение для удельной тепловой мощности на поверхности заготовки можно представить следующим образом

$$p_0 = \frac{J_{me}^2 \rho \Delta}{4} \approx 0,993 \cdot 10^{-3} H_{me}^2 \sqrt{\rho \mu f},$$

где  $H_{me}$  – амплитуда напряженности магнитного поля на поверхности заготовки, А/м.

Анализ работ [4–6] показывает, что авторами для определения удельной тепловой мощности на поверхности заготовки используются в вышеприведенном выражении различные коэффициенты. Так, автором работы [4] используется коэффициент 1,2 вместо 0,993, в работе [5] для упрощения внешнего вида формулы автор использует коэффициент 1 (вместо 0,993), в работе [6] – коэффициент  $1/3,67 \approx 0,273$ , что значительно отличается от значений, приведенных выше, и вызывает определенное сомнение.

В свою очередь, автор работы [7] для указанной расчетной формулы вводит поправочные функции, показывающие, во сколько раз отличаются значения мощностей для проводящих тел конечных размеров от мощностей полубесконечных тел. При этом нижеприведенные графики (рисунок 4) применимы при амплитуде напряженности магнитного поля на поверхности нагреваемых заготовок на уровне 20–350 кА/м с точностью 5 %. Рассматриваемые поправочные функции используются в известных инженерных методиках расчета индукторов для нагрева ферромагнитных изделий.

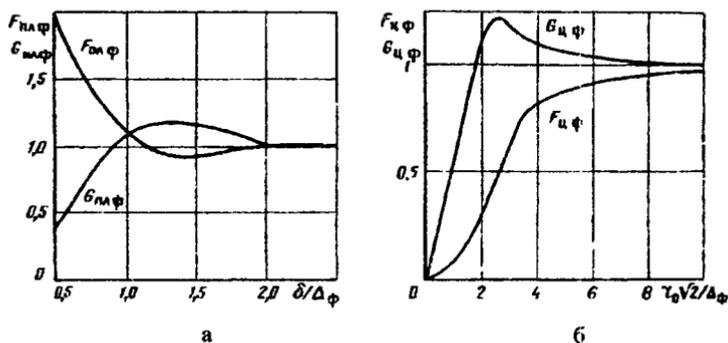


Рисунок 4 – Поправочные функции для расчета активной и реактивной мощностей в стальных ферромагнитных плите (а) и цилиндре (б) с учетом зависимости  $\mu(H)$  от относительных геометрических параметров

Авторы [3] отмечают, что полученный результат дает основание при приближенных расчетах допускать, что в слое  $\Delta$  выделяется вся тепловая энергия. Однако для реальных условий и более точных

расчетов необходимо учитывать конкретные размеры заготовки и распределение наводимого тока по сечению заготовки. Авторы рассматриваемой работы также отмечают, что большинство одномерных моделей позволяет хорошо изучить поверхностный эффект в телах простой конфигурации и их нагрев в одномерном поле. В свою очередь, вычисление параметров коротких индукторов по методу магнитных схем замещения, основанное на одномерных моделях, дает приемлемые результаты для приближенного инженерного расчета наиболее распространенных индукционных систем. Более точно сосредоточенные и распределенные параметры можно рассчитать с помощью двухмерных плоскопараллельных или осесимметричных моделей, учитывающих конечную длину индуктора и загрузки. Большинство двухмерных задач относится к тем типам задач, которые требуют совместного решения уравнений для проводящих и непроводящих областей. Решение двухмерных моделей может быть основано на аналитических и численных методах.

Для более точного моделирования устройств индукционного нагрева необходим расчет взаимосвязанных тепловых и электромагнитных полей. Электромагнитное поле определяет источники тепла, создающие температурное поле. В свою очередь, с изменением температуры меняется удельное сопротивление, а для ферромагнитных тел и магнитная проницаемость, падающая до единицы в точке Кюри. С учетом того, как меняются электромагнитные и теплофизические свойства рассматриваемой системы, моделирование может быть сведено к следующему: электромагнитная задача решается отдельно от тепловой в каждом из интервалов постоянства свойств. Также важно отметить, что при расчете необходимо учитывать зависимость магнитной проницаемости от магнитной напряженности поля.

В работе [7] приведена зависимость расчетной относительной магнитной проницаемости и глубины проникновения от удельной поверхности мощности на поверхности ферромагнитного стального полубесконечного тела.

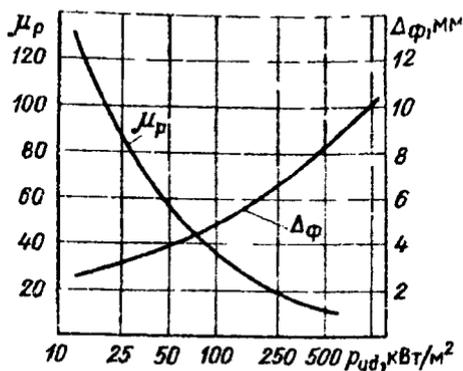


Рисунок 5 – Зависимость расчетной относительной магнитной проницаемости и глубины проникновения от удельной поверхности мощности на поверхности ферромагнитного стального полубесконечного тела

Автор вышеуказанной работы приводит также приближенную аппроксимирующую формулу для  $\mu(H)$ , которая применима при значениях магнитной напряженности поля свыше 4000 А/м

$$\mu = 5 \cdot 10^5 H^{-0,894}.$$

Также в рассматриваемой работе приведена приближенная формула для расчета потерь на гистерезис (Вт/м<sup>3</sup>) для среднеуглеродистых сталей

$$p_r \approx 2 \cdot 10^{-2} fB^{1,6}.$$

При моделировании нагревателя периодического действия авторы работы [3] рекомендуют весь процесс нагрева делить на временные интервалы. В пределах каждого интервала распределение источников тепла и физические свойства металла считаются постоянными. По окончании расчета в логическом блоке программы анализируется полученное температурное поле. Если конечные перепады температуры по радиусу или длине загрузки превышают заданные, то изменяют число витков индуктора и его длину, после чего расчет повторяется, пока заданные перепады температуры не будут достигнуты.

При моделировании тепловой работы полунепрерывных нагревателей вышеуказанные авторы предусматривают расчет как установившихся, так и расчет переходных режимов. Из решения электрической задачи определяются источники тепла. Затем производится тепловой расчет одного из слитков по мере продвижения его в индукторе, учитывающий условия стационарной теплоотдачи с боковых сторон и теплообмена между торцевыми плоскостями слитков. Источники тепла определяются по данным электрического расчета в соответствии с положением слитка для данного интервала времени. По окончании теплового расчета проверяется соответствие распределения температуры по радиусу выходящего слитка требуемому распределению (по технологическим условиям). В случае несоответствия предусмотрено изменение мощности индуктора или темпа проталкивания слитков. После достижения заданного распределения по радиусу проверяется перепад температуры по длине выходящего слитка. При необходимости изменяется длина индуктора или положение слитков в нем и расчет повторяется. Когда требуемая равномерность нагрева слитка на выходе достигнута, проверяется соответствие распределения температуры по длине столба слитков.

Дальнейшее развитие комбинированных моделей направлено на моделирование более сложных систем, в том числе содержащих ферромагнитные тела, и на учет в модели систем управления, источников питания, построение многокомпонентных моделей для таких процессов, как термообработка, сварка и т.д.

### Литература

1. Немков, В.С. Теория и расчет индукционного нагрева / В.С. Немков, В.Б. Демидович. – Л.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
2. Лавлесс, Д.Л. Характеристики и параметры источников питания для эффективного индукционного нагрева / Д.Л. Лавлесс, Р.Л. Кук, В.И. Руднев // Силовая электроника, 2007. – № 1. – С. 9–14.
3. Установки индукционного нагрева: учебное пособие для вузов / А.Е. Слухоцкий [и др.]; под ред. А.Е. Слухоцкого. – Л.: Энергоиздат, 1981. – 328 с.

4. Сидоренко, В.Д. Применение индукционного нагрева в машиностроении / В.Д. Сидоренко. – Л. : Машиностроение, 1980. – 231 с.

5. Слухоцкий, А.Е. Индукторы для индукционного нагрева / А.Е. Слухоцкий, С.Е. Рыскин. – Л. : Энергия, 1974. – 264 с.

6. Фомин, Н.И. Электрические печи и установки индукционного нагрева / Н.И. Фомин, Л.М. Затуловский. – М.: Metallургия, 1979. – 247 с.

7. Кувалдин, А.Б. Индукционный нагрев ферромагнитной стали / А.Б. Кувалдин. – М. : Энергоатомиздат, 1988. – 200 с.

УДК 669.041:621.365

**И.А. ТРУСОВА**, д-р техв. наук,  
**Д.В. МЕНДЕЛЕВ**, канд. техв. наук,  
**С.М. КАБИШОВ**, канд. техв. наук,  
**П.Э. РАТНИКОВ**, канд. техн. наук (БНТУ)

### **ТЕПЛОВАЯ РАБОТА КУЗНЕЧНЫХ ИНДУКЦИОННЫХ НАГРЕВАТЕЛЕЙ. СООБЩЕНИЕ 3. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВОЙ РАБОТЫ КУЗНЕЧНЫХ ИНДУКЦИОННЫХ НАГРЕВАТЕЛЕЙ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ ИХ РАБОТЫ**

При создании установок индукционного нагрева помимо задач расчета электрических и энергетических характеристик индукторов возникают специальные задачи, связанные с особенностями технологических процессов и электрофизических свойств нагреваемых изделий.

Так, в работе [1] отмечено, что в некоторых случаях целесообразным оказывается импульсный режим нагрева, поскольку вибрации нагреваемой поверхности при частоте тока 50 Гц оказываются в ряде случаев недостаточно интенсивными для успешного проведения технологического процесса. Реализация такого режима обеспечивается за счет питания индуктора через тиристорный выключатель с широтно-импульсным регулированием. Применение им-

пульсного нагрева связано с двумя проблемами: воздействием на питающую сеть и изменением энергетических показателей установки. Для снижения влияния на сеть целесообразно подключить к питающему трансформатору поочередно через тиристорные выключатели несколько индукторов или секций одного индуктора, добиваясь минимальных колебаний нагрузки. Изменения же амплитуды тока при импульсном нагреве приводят к изменению напряженности магнитного поля и относительной магнитной проницаемости стальной загрузки, что влияет на значения электрического КПД и коэффициента мощности. Автором рассматриваемой работы экспериментально показана энергетическая эффективность импульсного нагрева при средних значениях удельной поверхностной мощности в загрузке, меньших  $10 \text{ кВт/м}^2$ .

В рассматриваемой работе также отмечено, что при индукционном нагреве крупногабаритных изделий сложной формы возникает задача получения равномерного нагрева, что обеспечивается как распределением магнитной напряженности на поверхности изделия, то есть конфигурацией электромагнитного поля, так и значениями тепловых потерь и участков поверхности изделия, то есть теплоизоляцией.

Автор работы отмечает, что основной проблемой при управлении электрическим режимом работы является выбор параметра регулирования и метода его измерения. При низкотемпературном нагреве управление по температуре детали становится затруднительным, так как измерение ее выполняется недостаточно точно и, кроме того, измеряется лишь температура определенной точки поверхности. В ряде случаев оказывается целесообразным выбрать в качестве параметра управления усредненную температуру детали. Разработанные в Московском энергетическом институте (МЭИ) оригинальные методы измерения этой температуры позволяют решить поставленную задачу. На основе этого предложено три способа управления режимом индукционного нагрева ферромагнитной загрузки: по форме кривой тока индуктора; по конфигурации электромагнитного поля в пространстве, а именно по ориентации вектора напряженности магнитного поля; по значению сопротивления системы «индуктор – загрузка».

В работе [2] отмечено, что цифровое моделирование создает основу как для конструирования и проектирования индукционных нагревательных устройств, так и для управления ими уже в технологическом процессе нагрева. Указанная задача является традиционной при оптимизации управления системами с распределенными параметрами. При индукционном нагреве заготовок обычно считается, что конструкция и электрическая схема включения нагревательного устройства неизменны в процессе нагрева. Поэтому возможности управления ограничиваются здесь небольшим числом факторов, которые можно легко изменять и контролировать во времени. На практике мощность внутренних источников теплоты регулируется напряжением на индукторе, что и обуславливает выбор этого параметра в качестве управляющего воздействия. В рассматриваемой работе также отмечено, что при оптимизации управления индукционным нагревателем наиболее часто ставятся следующие задачи: задача быстродействия; задача наилучшего приближения; задача на минимум расхода энергии.

В работе [3] показано, что при индукционном нагреве стали и других ферромагнитных материалов принято выделять три основные стадии нагрева, различающиеся режимом работы системы «индуктор – загрузка».

Холодный режим характеризует начальную стадию нагрева, когда удельное сопротивление нагреваемого металла постоянно по всему сечению загрузки и равно исходному значению. Магнитная проницаемость в любой точке сечения определяется кривой намагничивания.

Промежуточный режим, когда температура поверхности нагреваемого тела ниже точки Кюри  $760\text{ }^{\circ}\text{C}$ . На этой стадии нагрева, в отличие от предыдущей, нужно учитывать зависимость удельного электрического сопротивления от координаты (принимается равным на поверхности).

Горячий режим, в предельном случае которого тело прогрето выше точки Кюри, а значения удельного электрического сопротивления и магнитной проницаемости можно считать постоянными, причем последнее равно единице.

В работе [4] приведена область типичного применения индукционного нагрева в зависимости от частоты и требуемой мощности. Основная область нагрева определялась диапазоном от 100 кВт до 1000 МВт и от 50 Гц до 10 кГц. При напряжении в сети 380 В для амплитуды силы тока диапазон составит от 260 А до 2600 кА.

В настоящей работе рассмотрено двухмерное математическое моделирование тепловой работы кузнечного индукционного нагревателя при различной амплитуде и частоте силы тока в соленоиде (варьирование напряжением) в среде моделирования COMSOL [5]. При этом нагрев цилиндрической заготовки размерами 50×200 мм из углеродистой марки стали (теплопроводность – 44,5 Вт/(м·К), плотность – 7850 кг/м<sup>3</sup>, теплоемкость 475 Дж/(кг·К), электрическая проводимость – 4,032·10<sup>6</sup> см/м) рассматривался как осесимметричный нагрев (половина заготовки) после температуры точки Кюри (начальная температура заготовки 760 °С) в индукторе с девятью витками (диаметр витка 20 мм, расстояние между витками 22,5 мм). Расстояние между витками индуктора и заготовкой – 20 мм. Особенностью нагрева стальной заготовки после точки Кюри является то, что магнитная проницаемость снижается до единицы, в свою очередь, глубина проникновения тока в металл увеличивается в несколько раз, а в заготовке возникающая тепловая мощность от токов Фуко идет только на нагрев заготовки и не расходуется на потери на гистерезис (перемагничивание). Заготовка в процессе нагрева неподвижна. Время нагрева заготовки в процессе моделирования составило 100 с. В работе [6] приведен аналогичный способ выбора расчетной схемы «индуктор – загрузка» для моделирования тепловой работы индуктора.

На рисунке 1 приведена расчетная схема рассматриваемой модели.

Конечно-элементная сетка разбиения рассматриваемой модели представлена на рисунке 2.

На последующих рисунках представлены результаты моделирования тепловой и электрической работы расчетной схемы «индуктор – заготовка» при амплитуде силы тока 2600 А и частоте тока 500 Гц.

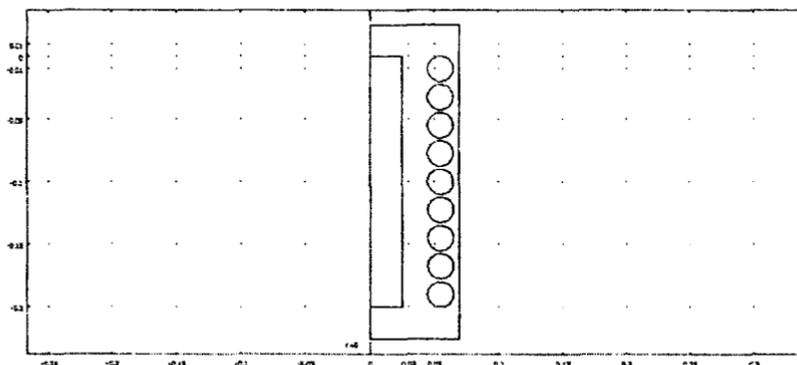


Рисунок 1 – Расчетная схема «индуктор – заготовка»

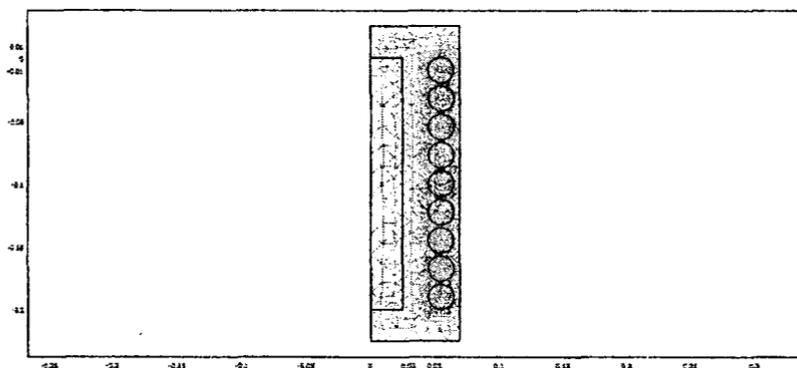


Рисунок 2 – Конечно-элементная сетка разбиения «индуктор – заготовка»

На рисунке 3 показано распределение теплового потока в расчетной области заготовки в течение расчетного времени 100 с (шаг по времени 1 с). Из рисунка видно, что вначале нагреваются концы заготовки, а затем происходит выравнивание температуры по всей заготовке.

На рисунке 4 представлено распределение индуцированных тепловых объемных источников в расчетной области заготовки в течение расчетного времени 100 с (шаг по времени 25 с), из которого очевидно, что глубина проникновения тока практически не изменяется, а ее размер при таком режиме нагрева составляет 11,2 мм.

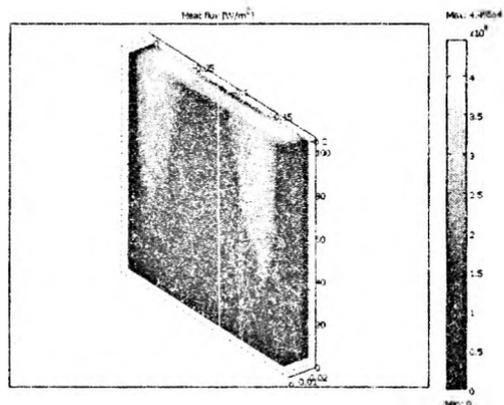


Рисунок 3 – Распределение теплового потока в расчетной области заготовки

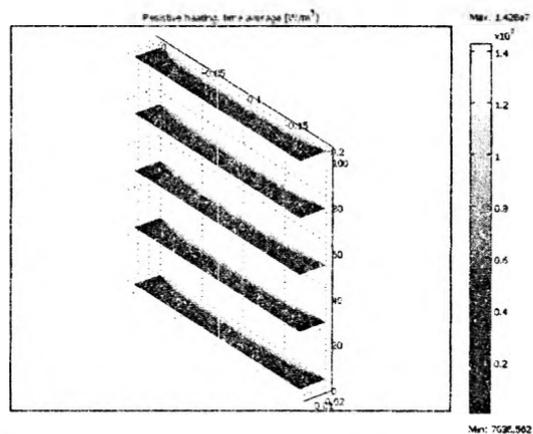


Рисунок 4 – Распределение индуцированных тепловых объемных источников в расчетной области заготовки

На рисунке 5 представлено распределение модуля магнитного потенциала в расчетной области в течение расчетного времени 100 с (шаг 25 с). Зная распределение вектора магнитного потенциала в расчетной области, можно вычислить распределение векторов электрической и магнитной напряженности.

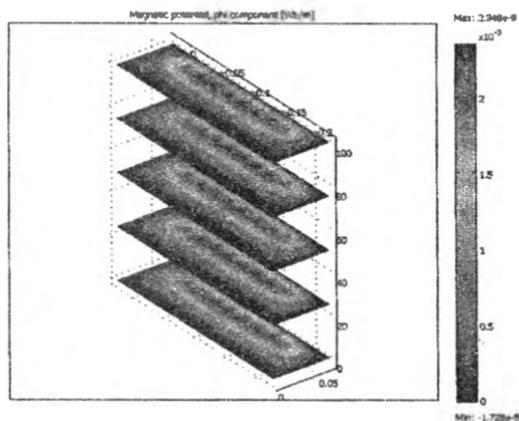


Рисунок 5 – Распределение модуля магнитного потенциала в расчетной области «индуктор – заготовка»

Температурное поле расчетной области заготовки и распределение амплитуды магнитной напряженности на поверхности заготовки показано на рисунке 6. Расчетные данные распределения амплитуды магнитной напряженности на поверхности заготовки при определенном режиме работы индукционного нагревателя позволяют произвести тепловой расчет нагрева заготовки по формуле для удельной тепловой мощности на поверхности заготовки, приведенной в работе [7].

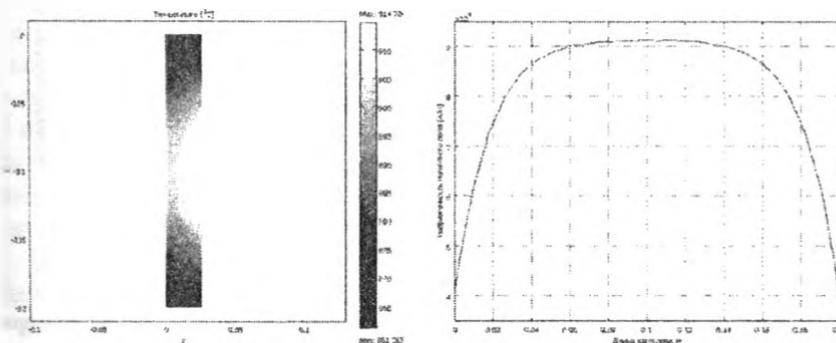


Рисунок 6 – Температурное поле расчетной области заготовки и распределение модуля магнитной напряженности на поверхности заготовки

Из рисунка 6 видно, почему существует некая вариативность расчетных коэффициентов (описанная в сообщении 2) в вышеупомянутой формуле – амплитуда напряженности магнитного поля по длине заготовки непостоянна, исходя из этого, каждый автор по-своему выполнял усреднение. Следует отметить, что при выполнении классического двухмерного расчета одностороннего нагрева цилиндра с постоянной мощностью будет существовать различие в распределении температурного поля в заготовке в сравнении с аналогичным численным расчетом. Для этого необходимо введение поправочных коэффициентов.

Аналогичные расчеты по определению температурного поля в расчетной области индуктора и распределения амплитуды магнитной напряженности на поверхности заготовки проведены при варьировании частоты тока в индукторе и амплитуды силы тока в индукторе. Результаты зависимости температурного перепада и соответствующего среднего температурного прироста (от точки Кюри 760 °С) по расчетной области заготовки за время нагрева 100 с от частоты и амплитуды силы тока в обмотке рассматриваемого индуктора представлены на рисунке 7.

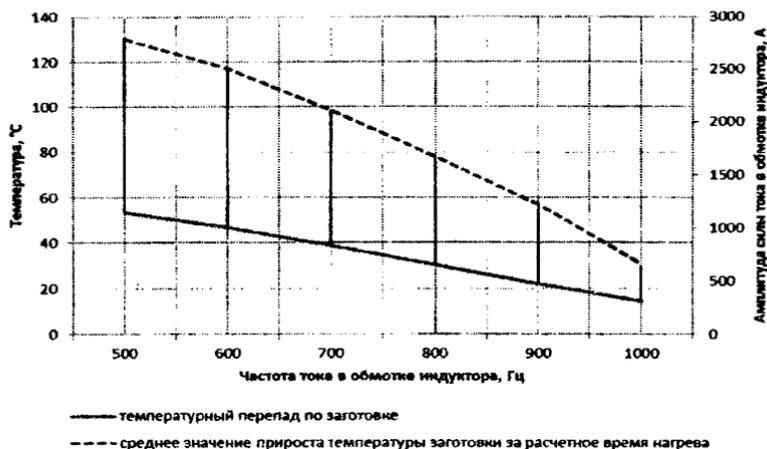


Рисунок 7 – Зависимости температурного перепада и соответствующего среднего температурного прироста (от точки Кюри 760 °С) по расчетной области заготовки за время нагрева 100 с от частоты и амплитуды силы тока

На завершающей стадии моделирования необходимо выполнение параметрической идентификации модели. Для этого необходимо проведение натурального эксперимента, результаты которого будут описаны в последующих работах. Авторы работы [2] отмечают, что физическое моделирование позволяет получить наиболее достоверную информацию о натурном объекте. Для соответствия процессов в модели и оригинале и определения масштабов величин должен соблюдаться ряд условий, определяемых теорией подобия. В зависимости от целей исследования может предусматриваться комплексное моделирование работы устройства, некоторых процессов (например, только тепловых или электромагнитных) или процессов в части устройства. Для каждого из процессов существует своя система безразмерных показателей (критериев подобия), составленных из величин одинаковой природы (симплексов) или различной природы (комплекссов).

Тепловые процессы в твердом теле подобны, если соблюдаются следующие условия:

1. Модель подобна оригиналу как по размерам, так и по относительному распределению теплофизических свойств.

2. Сохраняется относительное распределение источников теплоты по объему или поверхности тела.

3. Сохраняются неизменными критерии Кирпичева ( $Ki$ ), Био ( $Bi$ ) и Фурье ( $Fo$ ) в соответствующих точках модели и оригинала.

Абсолютные значения остальных физических величин у модели и оригинала могут быть различны. Критерий Кирпичева представляет собой безразмерную мощность, а критерий Био – безразмерный коэффициент теплоотдачи. При равенстве указанных критериев в определенные моменты времени, поля относительных температур у модели и оригинала будут одинаковы. Температурное поле внутри тела связано с внешней тепловой задачей через критерий  $Bi$ , а с электромагнитным полем – через критерий  $Ki$ , характеризующий внутренние источники теплоты.

Для подобия электромагнитных полей необходимо соблюдение геометрического подобия, одинакового распределения свойств магнитной проницаемости и удельного сопротивления тел и источников поля (токов обмоток или приложенных к ним напряжений), а также относительных размеров тел, определяемых их отношением к глубине проникновения тока.

Для линейных систем, у которых свойства тел и коэффициент теплоотдачи не зависят от напряженности поля и температуры, возможно комплексное моделирование электротепловых процессов с изменением линейных размеров, свойств, уровней напряженностей и температур. В реальных устройствах всегда имеются нелинейности, ограничивающие возможности комплексного моделирования. Наиболее существенными нелинейностями являются зависимость тепловых потерь излучением от температуры, а для ферромагнитных тел – еще и зависимости магнитной проницаемости от напряженности поля и температуры, а также теплоемкости от температуры в области точки Кюри.

При рассмотрении более сложного случая моделирования нагрева ферромагнитных тел, из-за существенных нелинейностей само моделирование обычно проводится с сохранением уровня температур и марки материала такими же, как у реального объекта. Предположим, что модель в « $k$ » раз меньше оригинала. При тех же материалах тел, составляющих индукционную систему, ее масса уменьшится в « $k^3$ » раз. Для сохранения прежних относительных размеров тел частоту тока следует увеличить в « $k^2$ » раз. Заданная степень насыщения магнитных масс достигается сохранением напряженности магнитного поля прежней. Из первого уравнения Максвелла следует, что при этом напряженность электрического поля и плотность тока увеличатся в « $k$ » раз, а ЭДС и витковые напряжения останутся прежними. Удельные объемные мощности увеличатся в « $k^2$ » раз, поверхностные – в « $k$ » раз, а полные мощности уменьшатся в « $k$ » раз. Число витков при заданном напряжении сохранится постоянным. Сопротивление индуктора увеличится в « $k$ » раз, а КПД и  $\cos \varphi$  сохранятся неизменными. Электродинамические силы изменятся по следующему правилу: объемные – увеличатся в « $k$ » раз, удельные поверхностные – останутся прежними, полные – уменьшатся в « $k^2$ » раз. Наибольшие сложности возникают с обеспечением неизменности критерия Био. Действительно, при этом следует, что коэффициент конвективной теплоотдачи должен быть увеличен в « $k$ » раз. Однако потери конвекцией и излучением этому правилу не подчиняются. Если термический КПД высок и тепловые потери мало влияют на ход процесса, то изменением  $Bi$  можно пренебречь. При

комплексном моделировании можно получить также дополнительную информацию, например, о работе системы охлаждения, вибрациях, внутренних напряжениях. Так, расход воды на модели при том же перепаде температур должен быть в « $k$ » раз меньше, а скорость воды в ветвях – в « $k$ » раз больше. При этом критерий Рейнольдса, определяющий характер движения жидкости, останется неизменным. Давление воды в ветвях должно быть увеличено в « $k^2$ » раз, что не всегда удастся осуществить. Однако разработав модель с большим числом ветвей, легко пересчитать систему охлаждения на реальный объект. Рассмотренный метод комплексного моделирования широко используется на практике.

Рассмотренные принципы и подходы к методу моделирования будут положены в основу разработки прикладного программного комплекса, позволяющего осуществить выбор энергоэффективных режимов тепловой работы, технических и конструкционных параметров кузнечных индукционных нагревателей в зависимости от номенклатуры и технологии обрабатываемых изделий.

### Литература

1. Кувалдин, А.Б. Индукционный нагрев ферромагнитной стали / А.Б. Кувалдин. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 200 с.
2. Немков, В.С. Теория и расчет устройств индукционного нагрева / В.С. Немков, В.Б. Демидович. – Л.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
3. Фомин, Н.И. Электрические печи и установки индукционного нагрева / Н.И. Фомин, Л.М. Затуловский. – М.: Металлургия, 1979. – 247 с.
4. Лавлесс, Д.Л. Характеристики и параметры источников питания для эффективного индукционного нагрева / Д.Л. Лавлесс, Р.Л. Кук, В.И. Руднев // Силовая электроника, 2007. – № 1. – С. 9–14.
5. Pryor, R.W. Multiphysics modeling using COMSOL : a first principles approach. – Sudbury, MA : Jones and Bartlett publishers. – 2010. – 852 p.

6. **Активное сопротивление индуктора при индукционном нагреве внутренних цилиндрических поверхностей / С. Лупи [и др.] // Электротехника. – 2010. – № 5. – С. 43–46**

7. **Установки индукционного нагрева: учебное пособие для вузов / А.Е. Слухоцкий [и др.]; под ред. А.Е. Слухоцкого. – Л.: Энергоиздат, 1981. – 328 с.**

*УДК 621.128*

**В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, д-р техн. наук,  
С.М. КАБИШОВ, канд. техн. наук,  
И.А. ТРУСОВА, д-р техн. наук,  
П.Э. РАТНИКОВ, канд. техн. наук,  
Д.В. МЕНДЕЛЕВ, канд. техн. наук (БНТУ)**

### **ПРИМЕНЕНИЕ В ПРОМЫШЛЕННЫХ ТЕПЛОВЫХ УСТАНОВКАХ ДУТЬЯ, ОБОГАЩЕННОГО КИСЛОРОДОМ, С ЦЕЛЬЮ СНИЖЕНИЯ ОБРАЗОВАНИЯ $\text{NO}_x$**

Анализ условий образования  $\text{NO}_x$  показывает, что протеканию этого процесса способствуют высокие температуры в рабочей камере, локальные высокотемпературные участки в зоне факела, избыток кислорода в зоне синтеза  $\text{NO}_x$ , а также высокое тепловое напряжение топочного объема. В настоящее время разработаны и внедрены разнообразные технологические способы, позволяющие уменьшить объемы выбросов  $\text{NO}_x$  [1].

Условная классификация и перечень основных способов снижения выбросов оксидов азота приведены на рисунке 1.

Перечисленные методы позволяют в определенной степени снизить концентрации азота в локальных высокотемпературных участках факела и при этом уменьшить температуру горения, что, в свою очередь, приводит к снижению объемов выбросов  $\text{NO}_x$ . Но данные способы имеют ограничения, определяемые стабильностью процесса горения. Уменьшение количества воздуха в зоне горения приводит соответственно к снижению количества кислорода.

## Технологические методы снижения выбросов оксидов азота

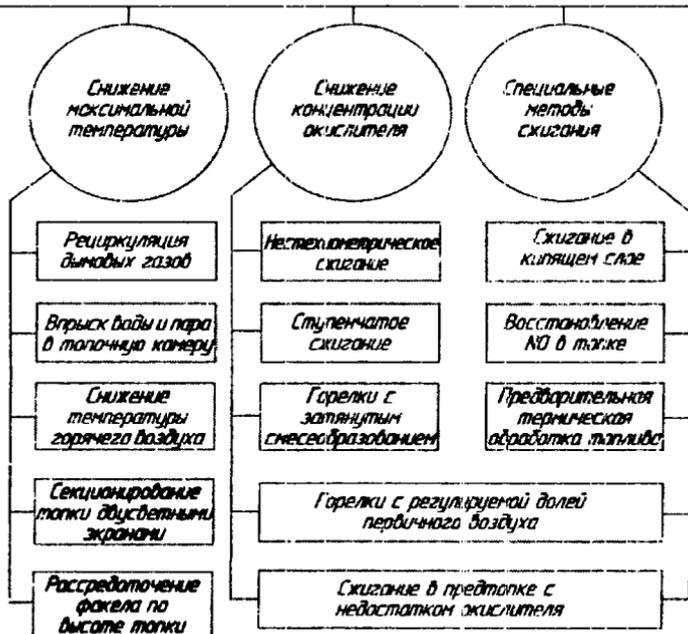


Рисунок 1 – Технологические методы снижения выбросов оксидов азота

Учитывая вышесказанное, а также результаты исследований, посвященных применению кислорода при сжигании топлива [2], целесообразно выполнить анализ воздействия повышенной концентрации кислорода в воздухе на процесс образования оксидов азота.

Согласно теории Я.Б. Зельдовича [3] равновесная концентрация оксидов азота, образующихся при горении углеводородных топлив, может быть рассчитана по формуле:

$$[C_{\text{NO}}] = 4,6 \sqrt{C_{\text{N}_2} C_{\text{O}_2}} \cdot \exp[-21500/(RT)], \quad (1)$$

где  $C_{\text{N}_2}$ ,  $C_{\text{O}_2}$  – концентрации азота и кислорода в исходной смеси,  $R$  – универсальная газовая постоянная;  $T$  – температура в зоне горения, К.

При определении концентраций NO важнейшей задачей является расчет температуры в зоне горения. Ниже приведены результаты расчетов температур горения природного газа при различных значениях коэффициента избытка воздуха ( $\alpha$ ) и процентном содержании кислорода в окислителе ( $\beta$ ).

В качестве исходных данных примем следующие: состав сухого природного газа (в объеме, %):  $\text{CH}_4 = 90,17$ ;  $\text{C}_2\text{H}_6 = 4,38$ ;  $\text{C}_3\text{H}_8 = 1,89$ ;  $\text{C}_4\text{H}_{10} = 1,45$ ;  $\text{C}_5\text{H}_{12} = 0,16$ ;  $\text{H}_2\text{S} = 0$ ;  $\text{CO}_2 = 0,24$ ;  $\text{N}_2 = 1,71$ ; влагосодержание топлива  $d_t = 0,01 \text{ кг/м}^3$ , воздуха  $d_a = 0,015 \text{ кг/м}^3$ ; коэффициент избытка воздуха  $\alpha_a = 1,24$  (диапазон варьирования  $\alpha = 1 \dots 1,3$ ); температура смеси  $T_0 = 300 \text{ К}$ ; давление смеси  $p_0 = 101,3 \text{ кПа}$ .

Теоретическое количество кислорода, необходимое для сгорания  $1 \text{ м}^3$  газа,  $\text{м}^3/\text{м}^3$ :

$$V_{\text{O}_{2\text{T}}} = 0,01 \left[ \sum (n + 0,25m) \text{C}_n\text{H}_m + 1,5\text{H}_2\text{S} \right],$$

где  $\text{H}_2\text{S}$  – содержание соответствующего газа  $1 \text{ м}^3$  в газовой смеси, %;  $\text{C}_n\text{H}_m$  – содержание  $i$ -го углеводорода, %;  $m$ ,  $n$  – количество атомов углерода и водорода в химической формуле углеводорода соответственно.

После подстановки данных получаем

$$V_{\text{O}_{2\text{T}}} = 1,961 \text{ м}^3/\text{м}^3.$$

Количество воздуха, теоретически необходимое для полного сгорания  $1 \text{ м}^3$  газа,  $\text{м}^3/\text{м}^3$ :

$$V_{\text{O}_2} = 0,0476 \left[ \sum (n + 0,25m) \text{C}_n\text{H}_m + 1,5\text{H}_2\text{S} \right] = 9,332 \text{ м}^3/\text{м}^3.$$

Количество диоксида углерода, образующегося при полном сгорании  $1 \text{ м}^3$  газа,  $\text{м}^3/\text{м}^3$ :

$$V_{\text{CO}_2} = 0,01 \left( \sum n \text{C}_n\text{H}_m + \text{CO}_2 \right) = 0,99 \text{ м}^3/\text{м}^3,$$

где  $\text{CO}_2$  – содержание соответствующего газа  $1 \text{ м}^3$  в газовой смеси, %.

Количество  $\text{SO}_2$ , образующееся при сгорании  $1 \text{ м}^3$  газа,  $\text{м}^3/\text{м}^3$ :

$$V_{\text{SO}_2} = 0,01 \cdot \text{H}_2\text{S} = 0,01 \cdot 0 = 0.$$

Количество водяных паров, образующихся при сгорании  $1 \text{ м}^3$  газа:

$$V_{\text{H}_2\text{O}} = 0,01(0,5 \sum m C_n H_m + \text{H}_2\text{S}) + 1,24(d_{\text{T}} + \alpha_{\text{B}} V_{\text{O}_2\text{T}} d_{\text{B}}) = 2,17 \text{ м}^3/\text{м}^3,$$

где  $d_{\text{B}}$ ,  $d_{\text{T}}$  – влагосодержание топлива и воздуха,  $\text{кг}/\text{м}^3$ .

Количество кислорода, входящего в состав продуктов сгорания газа (при  $\alpha_{\text{B}} = 1,24$ ):

$$V_{\text{O}_2} = 0,21(\alpha_{\text{B}} - 1)V_{\text{O}_2\text{T}} = 0,47 \text{ м}^3/\text{м}^3.$$

Количество азота, образующегося при сгорании  $1 \text{ м}^3$  газа (при  $\alpha_{\text{B}} = 1,24$ ):

$$V_{\text{N}_2} = 0,79\alpha_{\text{B}}V_{\text{O}_2\text{T}} + 0,01N_{2\text{T}} = 9,19 \text{ м}^3/\text{м}^3,$$

где  $N_{2\text{T}}$  – содержание азота в газовой смеси, %.

Полный объем продуктов сгорания,  $\text{м}^3/\text{м}^3$ :

$$V_{\text{r}} = V_{\text{сух}} + V_{\text{H}_2\text{O}} = V_{\text{CO}_2} + V_{\text{SO}_2} + V_{\text{N}_2} + V_{\text{O}_2} + V_{\text{H}_2\text{O}} = 12,82 \text{ м}^3/\text{м}^3.$$

Определим объем сухих продуктов сгорания, образующихся при сгорании  $1 \text{ м}^3$  газа,  $\text{м}^3/\text{м}^3$ :

$$V_{\text{сух}} = V_{\text{CO}_2} + V_{\text{SO}_2} + V_{\text{N}_2} + V_{\text{O}_2},$$

$$V_{\text{сух}} = 12,82 - 2,17 = 10,65 \text{ м}^3/\text{м}^3.$$

Результаты определения состава продуктов сгорания  $1 \text{ м}^3$  природного газа сведены в таблицу 1.

Для проверки результатов вычислений выполнен расчет состава продуктов полного сгорания природных газов (таблица 2).

Таблица 1 – Состав продуктов сгорания 1 м<sup>3</sup> природного газа

$\alpha_{\text{в}}$	Выход продуктов сгорания, м <sup>3</sup>					$V_{\text{сyx}}$	$V_{\text{г}}$
	$V_{\text{CO}_2}$	$V_{\text{SO}_2}$	$V_{\text{N}_2}$	$V_{\text{O}_2}$	$V_{\text{H}_2\text{O}}$		
$\alpha_{\text{в}} = 1$	0,99	0,00	7,42	0,00	2,13	8,41	10,54
$\alpha_{\text{в}} = 1,24$	0,99	0,00	8,89	0,392	2,16	10,28	12,44

Определим адиабатную температуру горения газовой смеси при постоянном объеме и при постоянном давлении. Расчет адиабатной температуры горения  $T_{\text{а}}$  производится по известному составу продуктов сгорания газовой смеси, °С:

$$T_{\text{а}} = \frac{Q_{\text{н}}^{\text{п}} + T_{\text{т}} \sum r_i C_{V_i} + \alpha_{\text{в}} V_0 C_{V_{\text{в}}} T_{\text{в}}}{\sum V_j C_{V_j}},$$

где  $Q_{\text{н}}^{\text{п}}$  – низшая рабочая теплота сгорания 1 м<sup>3</sup> природного газа при 0,101325 МПа и 0 °С без учета теплоты конденсации водяных паров, МДж/м<sup>3</sup>);  $T_{\text{в}}$ ,  $T_{\text{т}}$  – начальное значение температур соответственно газобразного топлива и воздуха;  $r_i$ ,  $C_{V_i}$  – соответственно объемная доля и средняя в диапазоне от 0 до  $T_{\text{г}}$  изохорная объемная теплоемкость  $i$ -го компонента природного газа, включая балласт;  $V_0$  – стехиометрический объем смеси воздуха с кислородом, необходимый для сжигания 1 м<sup>3</sup> газа;  $C_{V_{\text{в}}}$  – средняя изохорная объемная теплоемкость воздуха в диапазоне температур от 0 до  $T_{\text{в}}$ ;  $V_j$ ,  $C_{V_j}$  – объем и удельная теплоемкость газов, образующихся при сгорании 1 м<sup>3</sup> природного газа.

Внутренняя энергия продуктов сгорания 1 м<sup>3</sup> топлива с учетом коэффициента избытка воздуха  $\alpha_{\text{в}}$  определяется по формуле:

$$Q_{\text{н}}^{\text{п}} = \sum r_i Q_{\text{н}i},$$

где  $Q_{\text{н}i}$  – низшая теплота сгорания  $i$ -го компонента (простого газа), входящего в состав топлива. В таблице 3 приведены значения  $Q_{\text{н}i}$  для горючих компонентов природного газа.

Таблица 2 – Состав продуктов полного сгорания природных газов

Компоненты газовой смеси и их содержание в долях			Расход воздуха, м <sup>3</sup>		Выход продуктов сгорания, м <sup>3</sup>				
			O <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>	CO <sub>2</sub>	H <sub>2</sub> O	N <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	SO <sub>2</sub>
Горючие смеси	CH <sub>4</sub>	0,932	1,864	7,009	0,932	1,864	7,009	0,000	0,000
	C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	0,007	0,025	0,092	0,014	0,021	0,092	0,000	0,000
	C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	0,006	0,030	0,113	0,018	0,024	0,113	0,000	0,000
	C <sub>4</sub> H <sub>10</sub>	0,0045	0,029	0,110	0,018	0,023	0,110	0,000	0,000
	C <sub>5</sub> H <sub>12</sub>	0,0016	0,013	0,048	0,008	0,010	0,048	0,000	0,000
	H <sub>2</sub> S	0	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
Итого для горючих компонентов топлива при α <sub>в</sub> = 1,0			1,96	7,37	0,99	1,94	7,37	0,00	0,000
			9,33						
Балласт	CO <sub>2</sub>		0,24		0,0024	0	0	0	0
	N <sub>2</sub>		1,71		0	0	0,047	0	0
	H <sub>2</sub> O		–		0	0,01	0	0	0
Избыточный воздух с содержанием водяного пара			1,87		0	0,21	1,47	0,39	0
Итого для газовой смеси			11,199		0,99	2,16	8,89	0,39	0,000

Таблица 3 – Значения  $Q_{\text{н}}$  для горючих компонентов природного газа, МДж/м<sup>3</sup>

Газ	CH <sub>4</sub>	C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	C <sub>4</sub> H <sub>10</sub>	C <sub>5</sub> H <sub>12</sub>	H <sub>2</sub> S
$Q_{\text{н}}$	35,82	63,75	91,4	118	146	23,65

В соответствии с таблицей 3 определяем:

$$Q_{\text{н}}^p = \sum r_i Q_{\text{н}i} = 35143 \text{ КДж/м}^3.$$

Значение  $T_a$ , необходимое для вычисления  $C_p$ , заранее неизвестно, поэтому  $T_a$  определяют методом последовательных приближений. Температуру находим графоаналитическим методом. Для этого задаемся рядом значений температуры  $T_{\text{ав(р)}}$ , близким к предполагаемому. По таблице средних объемных теплоемкостей газов для каждой  $T_{\text{ав(р)}}$  определяются  $C_{p(v)}$ , далее подсчитываются соответствующие значения  $T_a$ . Строится график зависимости  $T_a = T_a(T_{\text{ав(р)}}$ ). Истинное значение  $T_a$  находим как точку пересечения полученной кривой с прямой  $T_a = T_{\text{ав(р)}}$ .

Средние теплоемкости простых газов и продуктов сгорания приведены в таблицах 4 и 5.

Результаты определения адиабатной температуры горения газовой смеси при постоянном объеме с учетом данных таблиц 6 и 7 приведены в таблице 8.

Таблица 4 – Средние в диапазоне от -30 до +50 °С значения объемной теплоемкости и показателя адиабаты простых газов

Газ	CH <sub>4</sub>	C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	C <sub>4</sub> H <sub>10</sub>	C <sub>5</sub> H <sub>12</sub>	N <sub>2</sub>	CO <sub>2</sub>	H <sub>2</sub> S	H <sub>2</sub> O	Воздух
$C_V$	1,177	1,837	2,675	3,883	4,76	0,923	1,232	1,135	1,124	0,926
$C_p$	1,55	2,212	3,05	4,31	5,133	1,294	1,601	1,508	1,494	1,297

Таблица 5 – Средние объемные теплоемкости продуктов сгорания природного газа, кДж/(м<sup>3</sup>·К)

Газ, теплоемкость		Температура, °С									
		800	1000	1200	1400	1600	1800	2000	2200	2400	2600
CO <sub>2</sub>	$C_p$	2,131	2,204	2,264	2,314	2,355	2,392	2,42	2,448	2,476	2,504
	$C_V$	1,76	1,833	1,893	1,943	1,985	2,02	2,051	2,082	2,113	2,144
H <sub>2</sub> O	$C_p$	1,668	1,723	1,777	1,828	1,876	1,921	1,963	2,005	2,047	2,089
	$C_V$	1,297	1,352	1,406	1,457	1,505	1,55	1,592	1,634	1,676	1,718
N <sub>2</sub>	$C_p$	1,372	1,397	1,42	1,441	1,459	1,475	1,489	1,503	1,517	1,531
	$C_V$	1,001	1,018	1,049	1,07	1,088	1,104	1,118	1,132	1,146	1,16
O <sub>2</sub>	$C_p$	1,45	1,478	1,5	1,52	1,538	1,554	1,569	1,584	1,599	1,614
	$C_V$	1,079	1,107	1,13	1,149	1,167	1,183	1,198	1,213	1,228	1,243
SO <sub>2</sub>	$C_p$	2,181	2,236	2,278							
	$C_V$	1,813	1,867	1,905							

Таблица 6 – Определение  $\Sigma r_i C_i$  при постоянном объеме

Газ	CH <sub>4</sub>	C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	C <sub>4</sub> H <sub>10</sub>	C <sub>5</sub> H <sub>12</sub>	N <sub>2</sub>	CO <sub>2</sub>	$\Sigma r_i C_i$
$r_i C_i$ , кДж/(м <sup>3</sup> ·К).	1,097	0,013	0,016	0,017	0,008	0,043	0,003	1,197

Таблица 7 – Определение  $\Sigma V_j C_j$  при постоянном объеме

Газ, теплоем- кость, кДж/(м <sup>3</sup> ·К)	Температура, °С									
	800	1000	1200	1400	1600	1800	2000	2200	2400	2600
CO <sub>2</sub> $V_j C_j$	1,747	1,819	1,879	1,928	1,970	2,005	2,035	2,066	2,097	2,128
H <sub>2</sub> O $V_j C_j$	2,813	2,932	3,049	3,160	3,264	3,362	3,453	3,544	3,635	3,726
N <sub>2</sub> $V_j C_j$	9,198	9,354	9,639	9,832	9,997	10,144	10,273	10,401	10,530	10,658
O <sub>2</sub> $V_j C_j$	0,508	0,521	0,531	0,540	0,549	0,556	0,563	0,571	0,578	0,585
SO <sub>2</sub> $V_j C_j$	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
$\Sigma V_j C_j$	14,265	14,626	15,098	15,460	15,780	16,067	16,324	16,582	16,839	17,097

Таблица 8 – Результаты расчета адиабатной температуры горения  $T_a$  при постоянном объеме, °С

	800	1000	1200	1400	1600	1800	2000	2200	2400	2600
$Q_H$ , КДж	35143	35143	35143	35143	35143	35143	35143	35143	35143	35143
$T_{\text{в}}$ , °С	27	27	27	27	27	27	27	27	27	27
$\sum r_i C_{i, \text{в}}$ КДж/(м <sup>3</sup> ·К)	1,197	1,197	1,197	1,197	1,197	1,197	1,197	1,197	1,197	1,275
$\alpha_{\text{в}}$	1,24	1,24	1,24	1,24	1,24	1,24	1,24	1,24	1,24	1,05
$V_0$ , м <sup>3</sup>	9,332	9,332	9,332	9,332	9,332	9,332	9,332	9,332	9,332	10,273
$C_{V_{\text{в}}}$	0,926	0,926	0,926	0,926	0,926	0,926	0,926	0,926	0,926	0,926
$T_{\text{в}}$ , °С	27	27	27	27	27	27	27	27	27	27
$\sum V_j C_j$	14,265	14,626	15,098	15,460	15,780	16,067	16,324	16,582	16,839	17,097
$T_{\text{а}}$ , °С	2468,53	2407,58	2332,2	2277,6	2231,50	2191,66	2157,08	2123,58	2091,10	2059,68

График для определения адиабатной температуры горения газовой смеси при постоянном объеме представлен на рисунке 2.

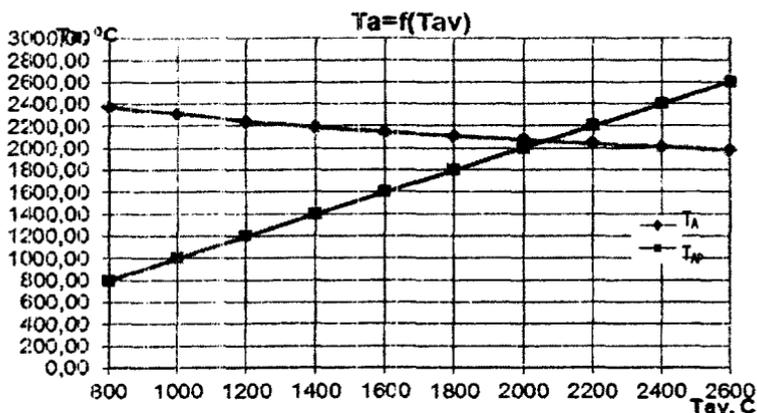


Рисунок 2 – График для определения адиабатной температуры горения газовой смеси при постоянном объеме

Адиабатная температура горения газовой смеси при постоянном объеме  $T_{a(v)} = 2070 \text{ } ^\circ\text{C} = 2343 \text{ K}$ .

Аналогичные расчеты проведены при определении адиабатной температуры горения газовой смеси при постоянном давлении. Результаты расчетов представлены в таблицах 9, 10, 11 и рисунке 3. Адиабатная температура горения газовой смеси при постоянном давлении  $T_{a(p)} = 1650 \text{ } ^\circ\text{C} = 1923 \text{ K}$ .

Аналогичные расчеты по определению адиабатных температур горения природного газа выполнены при различном процентном содержании кислорода в окислителе  $\beta$  и при различном соотношении избытка воздуха  $\alpha$ . Результаты представлены в таблице 12.

Так как теплообменные и теплофизические процессы, протекающие в рабочем пространстве нагревательных печей и котлов, происходят при постоянном давлении, то при образовании оксидов азота представляют интерес адиабатные температуры горения при постоянном давлении, которые в указанных диапазонах измерения коэффициента избытка воздуха  $\alpha$  (по кислороду) и степени обогащения дутья кислородом  $\beta$  приведены в таблице 12 и на рисунке 4.

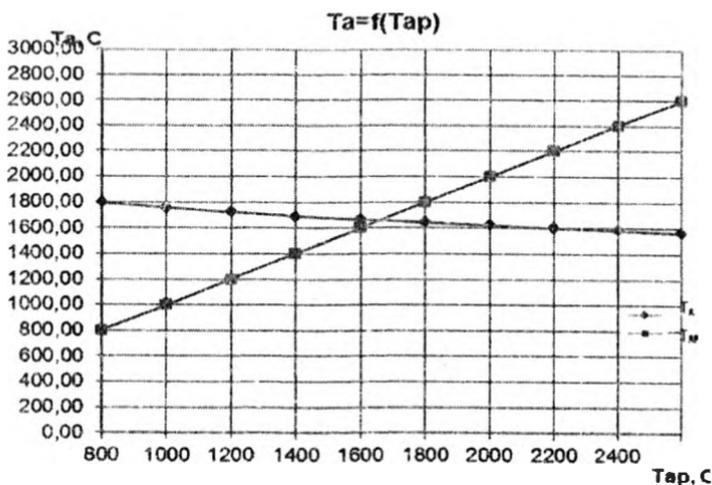


Рисунок 3 – График для определения адиабатной температуры горения газовой смеси при постоянном давлении

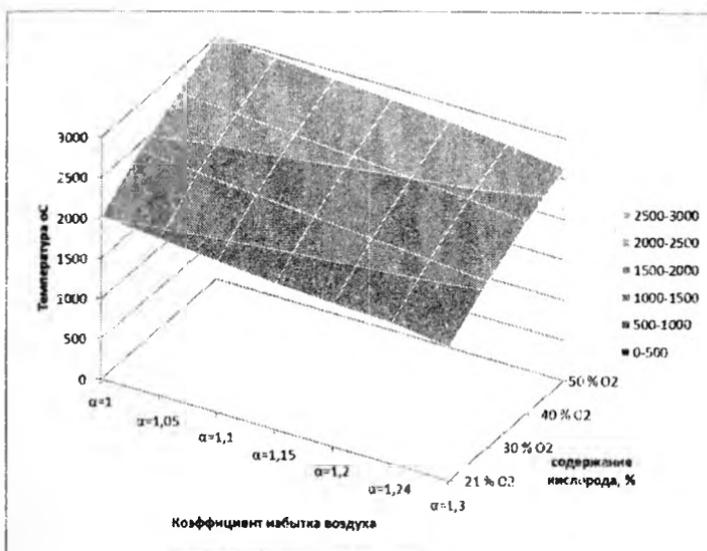


Рисунок 4 – Зависимость температуры горения газовой смеси от коэффициента избытка воздуха  $\alpha$  (по кислороду) и степени обогащения дутья кислородом

Таблица 9 – Определение  $\Sigma r_i C_i$  при постоянном давлении

Газ	CH <sub>4</sub>	C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	C <sub>4</sub> H <sub>10</sub>	C <sub>5</sub> H <sub>12</sub>	N <sub>2</sub>	CO <sub>2</sub>	H <sub>2</sub> S	$\Sigma r_i C_i$
$r_i C_i$	1,445	0,015	0,018	0,019	0,008	0,060	0,004	0,000	1,570

Таблица 10 – Определение  $\Sigma V_j C_j$  при постоянном давлении

Газ, теп- лоем- кость		Температура, °C									
		800	1000	1200	1400	1600	1800	2000	2200	2400	2600
CO <sub>2</sub>	$V_j C_j$	2,115	2,187	2,247	2,296	2,337	2,374	2,402	2,43	2,457	2,48
H <sub>2</sub> O	$V_j C_j$	3,617	3,737	3,854	3,964	4,069	4,166	4,257	4,35	4,439	4,53
N <sub>2</sub>	$V_j C_j$	12,606	12,836	13,047	13,240	13,406	13,553	13,681	13,81	13,939	14,07
O <sub>2</sub>	$V_j C_j$	0,682	0,695	0,706	0,715	0,723	0,731	0,738	0,75	0,752	0,759
SO <sub>2</sub>	$V_j C_j$	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
$\Sigma V_j C_j$		19,021	19,455	19,854	20,216	20,535	20,824	21,078	21,333	21,587	21,842

Таблица 11 – Результаты расчета адиабатной температуры горения  $T_a$  при постоянном давлении, °С

	800	1000	1200	1400	1600	1800	2000	2200	2400	2600
$Q_{нв}$ кДж	35143,49									
$T_p$ , °С	27	27	27	27	27	27	27	27	27	27
$\Sigma r_i C_i$	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570	1,649	1,570	1,649
$\alpha_b$	1,24	1,24	1,24	1,24	1,24	1,24	1,24	1,05	1,24	1,05
$\bar{V}_0$ , м <sup>3</sup>	9,332	9,332	9,332	9,332	9,332	9,332	9,332	10,273	9,332	10,273
$C_{Vb}$	1,297	1,297	1,297	1,297	1,297	1,297	1,297	1,297	1,297	1,297
$T_b$ , °С	27	27	27	27	27	27	27	27	27	27
$\Sigma V_j C_j$	19,021	19,455	19,854	20,216	20,535	20,824	21,078	21,33	21,587	21,84
$T_a$ , °С	1871,18	1829,38	1792,68	1760,53	1733,21	1709,17	1688,52	1667,18	1648,70	1628,32

Таблица 12 – Результаты определения адиабатных температур при сжигании природного газа при различном процентном содержании кислорода в окислителе и коэффициенте избытка воздуха

Адиабатная температура горения газовой смеси при постоянном объеме, $T_{ав}$ , °С							
% O <sub>2</sub>	$\alpha = 1$	$\alpha = 1,05$	$\alpha = 1,1$	$\alpha = 1,15$	$\alpha = 1,2$	$\alpha = 1,24$	$\alpha = 1,3$
21	2470	2400	2320	2250	2185	2130	2065
30	2900	2810	2750	2700	2625	2585	2515
35	3070	3000	2920	2880	2810	2750	2700
40	3225	3160	3100	3025	2950	2870	2830
50	3450	3400	3370	3300	3230	3160	3100
Адиабатная температура горения газовой смеси при постоянном давлении, $T_{ар}$ , °С							
% O <sub>2</sub>	$\alpha = 1$	$\alpha = 1,05$	$\alpha = 1,1$	$\alpha = 1,15$	$\alpha = 1,2$	$\alpha = 1,24$	$\alpha = 1,3$
21	2010	1940	1875	1810	1770	1740	1650
30	2425	2350	2285	2225	2160	2115	2050
35	2600	2530	2465	2400	2335	2290	2225
40	2725	2670	2620	2560	2500	2450	2380
50	3000	2950	2900	2850	2790	2720	2630

Полученные значения адиабатных температур горения природного газа использованы для расчетов образования оксидов азота в зависимости от коэффициента избытка воздуха  $\alpha$  (по кислороду) и степени обогащения дутья кислородом. Расчеты, выполненные по формуле Я.Б. Зельдовича (1), показывают, что с ростом концентрации кислорода в исходной смеси возрастает и температура факела. Это приводит к росту концентрации NO в продуктах сгорания. Но, несмотря на указанный факт, анализ полученных результатов позволяет сделать вывод о целесообразности обогащения воздуха кислородом с точки зрения снижения вредных выбросов. Объясняется это тем, что при использовании кислорода уменьшается объем воздуха в исходной смеси газов и, как следствие, снижается концентрация азота в исходной смеси и сокращаются общие объемы выбросов NO. Сказанное проиллюстрировано на рисунке 5.

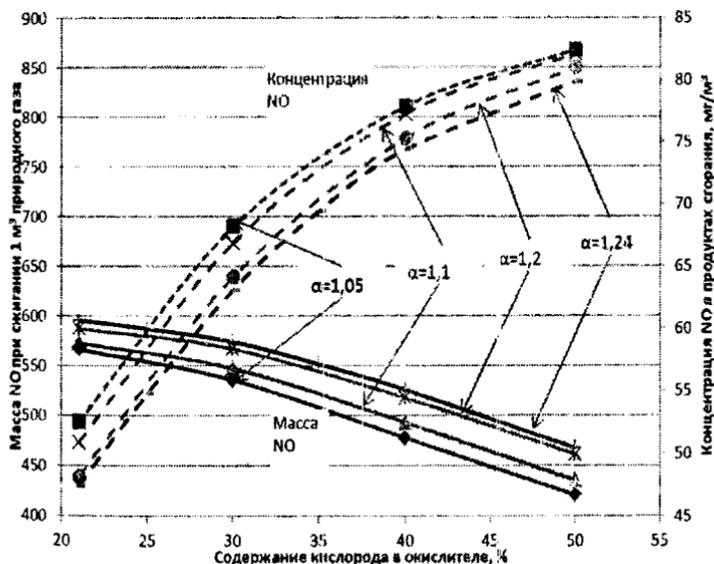


Рисунок 5 – Зависимость концентрации NO и объема выбросов NO при сжигании 1 м³ природного газа от концентрации кислорода в исходной смеси «воздух-кислород» и коэффициента избытка воздуха

Из рисунка 5 очевидно, что по мере увеличения содержания кислорода в исходной смеси при прочих равных условиях, объем  $\text{NO}$  в продуктах сгорания уменьшается. Уже при концентрации 40 %  $\text{O}_2$  в подаваемом на горение воздухе объем выбросов  $\text{NO}$  сокращается на 12 %, а при повышении содержания кислорода до 50 % – на 21,5 %.

**Выводы.** Таким образом, с точки зрения экологии применение кислорода для обогащения воздушного дутья при сжигании топлива в котлах и промышленных печах является целесообразным и позволит существенно сократить объемы выбросов  $\text{NO}_x$  в окружающую среду. При расчетах экономической эффективности данных мероприятий необходимо учитывать изменение эффективности тепловой работы теплогенерирующего оборудования при использовании воздуха, обогащенного кислородом, проанализировать различные варианты получения кислорода в зависимости от необходимого объема, степени обогащения, стоимости эксплуатации кислородного оборудования, а также требования промышленной безопасности.

## Литература

1. Сигал, И.Я. Защита воздушного бассейна при сжигании топлива / И.Я. Сигал; изд. 2-е, перераб. и доп. – Л.: Недра, 1988. – 312 с.

2. Котлер, В.Р. Оксиды азота в дымовых газах котлов / В.Р. Котлер. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 144 с.

3. Интенсификация тепловых процессов в высокотемпературных установках на примере нагревательных печей РУП «БМЗ» путем обогащения воздушной смеси кислородом / С.М. Кабишов [и др.] // Литье и металлургия. – 2012. – № 3. – Спецвыпуск. – С. 218–221.

4. Математическая теория горения и взрыва / Я.Б. Зельдович [и др.]. – М.: Наука, 1980. – 478 с.

С.М. КАБИШОВ, канд. техн. наук,  
И.А. ТРУСОВА, д-р техн. наук,  
Д.В. МЕНДЕЛЕВ, канд. техн. наук,  
П.Э. РАТНИКОВ, канд. техн. наук (БНТУ)

## **ВЫБОР СПОСОБА ПРОИЗВОДСТВА КИСЛОРОДА ДЛЯ ОБОГАЩЕНИЯ ВОЗДУХА ГОРЕНИЯ В НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ ПЕЧАХ И ТЕПЛОГЕНЕРИРУЮЩИХ УСТАНОВКАХ**

Применение кислорода вместо атмосферного воздуха в качестве окислителя при сжигании топлива в энергетических установках имеет следующие экологические и энерготехнологические преимущества [1, 2 и др.]:

- повышенное содержание кислорода приводит к увеличению температуры сгорания и количества теплоты, передаваемого технологическому процессу, что способствует повышению КПД установок;

- более высокая концентрация кислорода в зоне горения обеспечивает уменьшение доли несгоревшего (не полностью сгоревшего) топлива;

- поскольку атмосферный воздух на 78 % состоит из азота, переход к кислородному сжиганию приводит к соответствующему сокращению массового расхода подаваемых и отходящих газов;

- тот же фактор способствует сокращению объема выбросов  $\text{NO}_x$ , поскольку количество азота в камере существенно снижается;

- сокращение массового расхода дымовых газов дает возможность снизить мощность и, как следствие, энергопотребление систем дымоудаления и газоочистки (например, пылеулавливающего оборудования или систем очистки дымовых газов от  $\text{NO}_x$ , если необходимость в таких системах сохраняется);

- при производстве кислорода на самом предприятии образующийся азот может быть использован в производственном процессе, например, для перемешивания жидкостей или создания нейтральной атмосферы там, где окислительная атмосфера может привести к нежелательным реакциям (например, пирофорным реакциям в цветной металлургии).

Вместе с тем, при использовании чистого кислорода к оборудованию предъявляются более жесткие требования безопасности, поскольку в его атмосфере пределы взрываемости метана существенно расширяются: если в воздухе взрывоопасна смесь с концентрацией метана от 5 до 15 %, то в кислороде этот диапазон расширяется до 5–61 %. Необходимость дополнительных мер безопасности при использовании кислорода может быть связана и с тем, что кислородопроводы могут эксплуатироваться при очень низких температурах.

Кроме того, применение чистого кислорода потребует замены горелочных устройств, монтажа кислородопроводов, аппаратов для разделения воздуха, емкостей для хранения полученного кислорода. В то же время, обогащение воздуха до 30–40 %  $O_2$  дает возможность применять существующие горелки и не требует замены воздуховодов.

Очевидно, что, производство кислорода из атмосферного воздуха требует значительных энергетических, материальных и финансовых затрат, что следует учитывать при определении экономической эффективности и внедрении технологии сжигания углеводородного топлива с использованием кислорода в теплогенерирующих установках.

Так как в настоящее время в промышленности наибольшее распространение получили криогенный, адсорбционный и мембранный способы разделения воздуха с целью получения кислорода, ниже рассмотрим их технологические особенности, а также оценим их достоинства и недостатки.

Наибольшее распространение на белорусских предприятиях получила технология криогенного разделения воздуха. В данной технологии для получения технически чистых атмосферных газов воздух подвергают глубокому охлаждению и сжижают (температура кипения жидкого воздуха при атмосферном давлении  $-194,5$  °C). Процесс выглядит так: воздух, засасываемый многоступенчатым компрессором, проходит сначала через воздушный фильтр, где очищается от пыли, попадает во влагоотделитель (где отделяется вода, конденсирующаяся при сжатии воздуха) и водяной холодильник, охлаждающий воздух и отнимающий тепло, образующееся при сжатии. Для поглощения углекислоты из воздуха включается аппарат-декарбонизатор, заполненный водным раствором едкого натра.

Полное удаление влаги и углекислоты из воздуха имеет существенное значение, так как замерзающие при низких температурах вода и углекислота забивают трубопроводы и приходится останавливать установку для оттаивания и продувки.

Пройдя осушительную батарею, сжатый воздух поступает в так называемый детандер, где происходит резкое расширение и соответственно его охлаждение и сжижение. Полученный жидкий воздух подвергают дробной перегонке или ректификации в ректификационных колоннах. При постепенном испарении жидкого воздуха сначала выпаривается преимущественно азот, а остающаяся жидкость все более обогащается кислородом. Повторяя подобный процесс многократно на ректификационных тарелках воздуходелительных колонн, получают жидкий кислород, азот и аргон требуемой чистоты. Возможность успешной ректификации основывается на довольно значительной разности (около 13 градусов) температур кипения жидких азота ( $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) и кислорода ( $-183\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Несколько сложнее отделить аргон от кислорода ( $-185\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Далее разделенные газы отводятся для накопления в специальные криогенные емкости, из которых поступают для собственного использования либо на продажу.

Криогенный способ разделения воздуха позволяет получить газы самого высокого качества – кислород до 99,9 %, аргон и азот до 99,9995 %. Производительность может составлять до 70 000 м<sup>3</sup>/час.

Криогенное разделение воздуха при всех его качественных параметрах является довольно дорогостоящим способом получения промышленных газов. В связи с этим в Европе, а в последнее время и на территории СНГ, все большее распространение получает метод короткоциклового адсорбции (КЦА).

Адсорбционный метод разделения воздуха основан на избирательном поглощении того или иного газа адсорбентами и не требует охлаждения воздуха до низких температур. Он имеет следующие достоинства:

- высокая разделительная способность по адсорбируемым компонентам в зависимости от выбора адсорбента;
- быстрый пуск и остановка по сравнению с криогенными установками;

- большая гибкость установок, т.е. возможность быстрого изменения режима работы, производительности и чистоты в зависимости от потребности;
- автоматическое регулирование режима работы;
- возможность дистанционного управления;
- низкие энергетические затраты по сравнению с криогенными блоками;
- простое аппаратное оформление;
- низкие затраты на обслуживание;
- низкая стоимость установок по сравнению с криогенными технологиями.

Адсорбционный способ используется для получения азота и кислорода, так как он обеспечивает при низкой себестоимости высокие качественные параметры.

В основе работы установок для производства кислорода известно явление, что азот адсорбируется алюмосиликатными молекулярными ситами существенно быстрее, чем кислород. Для отделения азота от кислорода воздух сначала сжимают, а затем пропускают через адсорбер, получая на выходе относительно чистый кислород. Чистота кислорода как продукта, получаемого по этой технологии, составляет до 95 %. Основной загрязняющей его примесью является главным образом аргон. Регенерацию адсорбента проводят при атмосферном давлении или вакууме.

Некоторые варианты адсорбционных установок для получения кислорода приведены на рисунках 1, 2.

Установки короткоциклового адсорбции обычно полностью собираются и испытываются на заводе-изготовителе, т.е. поступают к потребителю в состоянии полной заводской готовности, что обеспечивает быстрый монтаж, и имеют диапазон производительности от 10 до 6 000  $\text{нм}^3/\text{ч}$ .

Промышленное использование технологии мембранного разделения газов началось в 70-х годах и произвело настоящую революцию в индустрии разделения газов. Вплоть до сегодняшних дней эта технология активно развивается и получает все большее распространение благодаря своей высокой экономической эффективности. В случаях, когда не требуется очень чистый газ при сравнительно больших объемах потребления, эта технология практически полно-

стью вытеснила альтернативные способы получения газов – кристальный и адсорбционный.

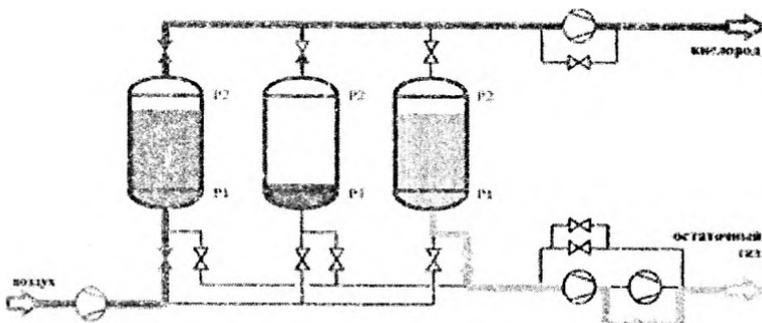


Рисунок 1 – Трехадсорберная система с применением двухступенчатого насоса

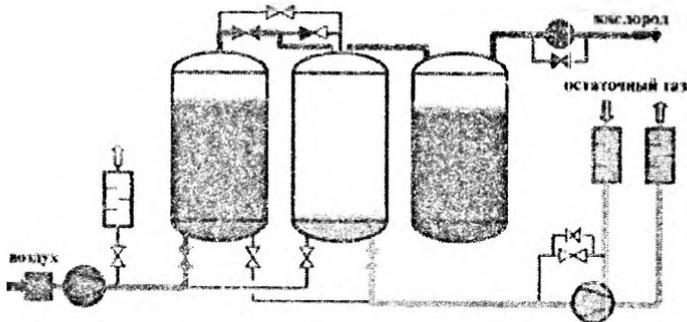


Рисунок 2 – Двухадсорберная система с дополнительной буферной емкостью и одноступенчатым насосом

Устройство современных мембранных газоразделительных и воздухоразделительных установок достаточно надежно. В первую очередь это обеспечивается тем, что в них нет никаких подвижных элементов, поэтому механические поломки практически исключены. Современная газоразделительная мембрана, основной элемент установки, представляет собой уже не плоскую мембрану или пленку, а полое волокно. Половолоконная мембрана состоит из пористо-

го полимерного волокна с нанесенным на его внешнюю поверхность газоразделительным слоем.

Суть работы мембранной установки заключается в селективной проницаемости материала мембраны различными компонентами газа. Разделение воздуха с использованием селективных мембран основано на том, что молекулы компонентов воздуха имеют разную проницаемость через полимерные мембраны.

Из-за высокой проницаемости вещества мембраны по кислороду, в отличие от азота, требуется специальный подход к проектированию мембранных кислородных комплексов. Существует две принципиальных технологии получения кислорода с помощью мембран: компрессорная и вакуумная. В случае компрессорной технологии воздух под избыточным давлением подается в волоконное пространство, кислород выходит из мембраны под небольшим избыточным давлением, и, при необходимости, дожимается компрессором до нужного давления. При использовании вакуумной технологии в кислородной установке для создания разности парциальных давлений применяется вакуумный насос. Чистота получаемого кислорода для мембранных установок – не более 50 %.

В настоящее время проводятся исследования, направленные на создание воздухоразделительных установок с использованием керамических мембран [3–5]. Как показывают лабораторные испытания, чистота получаемого газа при использовании таких материалов существенно возрастает, и они не уступают по этому параметру адсорбционным установкам.

К явным достоинствам мембранного способа разделения атмосферного воздуха следует отнести:

- низкие капитальные затраты за счет отсутствия сложных узлов, работающих при высоких давлениях и в условиях низких температур;
- незначительные эксплуатационные затраты;
- быстрый запуск, выход аппарата на рабочий режим и остановка процесса;
- непрерывность процесса разделения (отсутствие необходимости разогрева для восстановления эксплуатационных параметров);
- простота использования в сложных технологических процессах благодаря модульности и простоте управления.

Очевидно, что в зависимости от потребности и качества кислорода для обогащения воздуха горения в промышленных печах и теплогенерирующих установках могут применяться различные типы воздухоразделительных аппаратов. Возможные границы их использования по указанным критериям отражены на диаграмме (рисунок 3).



- 1 – доставка кислорода в баллонах; 2 – доставка в баллонах или жидким;  
 3 – доставка жидким; 4 – криогенные установки; 5 – адсорбционные установки;  
 6 – мембранные установки

Рисунок 3 – Эффективность различных способов получения кислорода в зависимости от его чистоты и объемов потребления

Сравнение рассмотренных выше технологий производства кислорода с энергетической точки зрения показывает явное преимущество мембранного способа (таблица 1) [6].

При обогащении воздуха, например, до 40 %  $\text{O}_2$ , при коэффициенте избытка воздуха (по кислороду)  $\alpha = 1,05$  объем добавленного кислорода для сжигания 1  $\text{м}^3$  природного газа составит 3,91  $\text{м}^3/\text{м}^3$ . Данная цифра получена из соображений постоянства объема подаваемого на горение кислорода при различной доле его содержания в воздухе.

Таблица 1 – Сравнительный анализ энергетических затрат при разделении атмосферного воздуха различными способами

Способ	Содержание кислорода в смеси, %	Энергетические затраты на получение 1 т эквивалентно чистого кислорода, МДж
Криогенный	50	1440
Криогенные с конденсацией	90	3940
Адсорбционный	90	1980
Мембранный	37,5	750

При плотности кислорода  $1,429 \text{ кг/м}^3$  (при н.у.) объем  $3,91 \text{ м}^3$  соответствует  $2,74 \text{ кг}$ . Следовательно, для получения эффекта от использования кислорода экономия энергоресурсов в случае применения криогенной технологии без конденсации должна быть более  $1,44 \cdot 2,74 / 29,3 = 0,135 \text{ кг у.т./м}^3$ . Аналогично при использовании криогенной технологии с конденсацией необходимо сократить потребление ТЭР более чем на  $0,323 \text{ кг у.т./м}^3$ ; при эксплуатации адсорбционного оборудования – на  $0,185 \text{ кг у.т./м}^3$ ; мембранной установки – на  $0,07 \text{ кг у.т./м}^3$ . При достижении либо превышении приведенных показателей применение воздуха, обогащенного до  $40\% \text{ O}_2$ , в промышленных печах и теплогенерирующих установках можно рассматривать в качестве перспективного энергосберегающего мероприятия. Следует отметить, что при расчете экономии ТЭР необходимо учитывать как экономию топлива, так и снижение потребления электроэнергии дымоудаляющим оборудованием и системой очистки уходящих газов, мощность которых при использовании кислорода уменьшится.

### Выводы

1. Анализ технической литературы показывает, что применение кислорода для обогащения воздуха горения в нагревательных печах и теплогенерирующих установках является одним из перспективных направлений модернизации печного парка и котельных установок, который позволит обеспечить снижение топливопотребления и уменьшить объемы выбросов  $\text{NO}_x$ .

2. Высокая степень обогащения воздуха горения кислородом для нагревательных, термических печей и теплогенерирующих установок требует реконструкции отдельных узлов агрегатов, что приводит к увеличению капитальных затрат. В связи с этим в каждом конкретном случае необходимо определить экономически и энергетически целесообразную степень обогащения воздуха горения кислородом, а также рассмотреть возможность использования существующего оборудования.

3. С точки зрения энергоэффективности согласно предварительному анализу, выполненному в данной статье, наиболее перспективным является мембранный способ получения кислорода с относительно невысокой концентрацией кислорода в получаемой газовой смеси (около 40 %) [7]. Для того, чтобы данный вариант модернизации газопотребляющего оборудования был эффективен, достаточно добиться экономии ТЭР на 0,07 кг у.т из расчета на 1 м<sup>3</sup> сжигаемого природного газа.

## Литература

1. **Сорока, Б.С.** Топливо- и материалосберегающая технология в процессе нагрева и термообработки металла / Сорока Б.С. – ВНИИЭгазпром: Обз. информация. Серия: Использование газа в народном хозяйстве. – 1986. – Вып. 4. – С. 59.

2. **Oxygen-Enriched Air Staging for NO<sub>x</sub> Reduction in Regenerative Glass Melters** / D.S. Neff [et al.] // International Gas Research Conference (IGRC). USA, San Diego, CA. – November 1998. – P. 1–9.

3. **Uhlhorn, R.J.R.** Gas separation with inorganic membranes / R.J.R. Uhlhorn, A.J. Burggraaf; in. R.R. Bhave (Ed.) / – Inorganic membranes. – Van Nostrand Reinhold, New York. – 1990. – 155 p.

4. **Formation and characterization of supported microporous ceramic membranes prepared by zol-gel modification techniques** / R.S.A. de Lange [et al]. – J. Mem. Science 99 – 1995 – P. 57–75.

5. **Span, E.A.F.** Oxygen-Permeable Perovskite Thin-Film Membranes by Pulsed Laser Deposition / E.A.F. Span. – PhD Thesis, University of Twente, Enschede, The Netherlands. – 2001. – 143 p.

6. **Мищенко, М.В.** Повышение экономической эффективности процессов топливных теплоэнергетических установок путем обогащения технологического воздуха кислородом / Мищенко М.В., Маслов В.А., Дзюбенко О.Л. // Современные научные исследования и инновации [Электронный ресурс] – Ноябрь 2011.– Режим доступа: <http://web.snauka.ru/issues/2011/11/5024>. – Дата доступа : 28.10.2012.

7. **Интенсификация** тепловых процессов в высокотемпературных установках на примере нагревательных печей РУП «БМЗ» путем обогащения воздушной смеси кислородом / Кабишов С.М. [и др.] // *Литье и металлургия*. – 2012. – № 3. – Спецвыпуск. – С 218–221.

*УДК 621.745.669.13*

**А.Г. СЛУЦКИЙ**, канд. техн. наук,  
**А.С. КАЛИНИЧЕНКО**, д-р техн. наук,  
**Н.В. ЗЫК**, канд. хим. наук,  
**Д.И. МЕДВЕДЕВ**, канд. техн. наук,  
**В.А. СМЕТКИН**, канд. пед. наук,  
**А.А. КРИВОПУСТ** (БНТУ)

## **ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ МОДИФИКАТОРОВ-РАСКИСЛИТЕЛЕЙ**

В настоящее время при получении новых материалов и сплавов большое внимание уделяется применению ультрадисперсных и наноразмерных порошков химических соединений (нитриды, карбиды, оксиды, карбонитриды и др.). Размер частиц таких нанопорошков не превышает 100 нм. Обладая уникальными физико-химическими и механическими свойствами, они могут существенно влиять на качество получаемых сплавов.

Комплексные научные исследования показали [1–4], что модифицирующая обработка расплава чугуна различными поверхностно-активными элементами (ПАЭ) и их комбинациями открывает новые возможности воздействия на структуру расплава чугуна и

управление процессами структурообразования в графитизированных чугунах. В процессе модифицирования в расплаве образуются искусственные эндодральные наносоединения на основе фуллеренов и ПАЭ, которые активно изменяют характер кристаллизации железоуглеродистых расплавов. Такой метод воздействия на структуру железоуглеродистых расплавов получил название «наномодифицирование». Установлено, что наномодификатор эффективно влияет на кристаллизацию не только графитной фазы, но и также на фосфидную эвтектику, первичное зерно чугуна и фазу неметаллических включений, активизируя последнюю в качестве дополнительных гетерогенных центров графитизации. Другой важнейшей особенностью наномодифицирования является его низкая чувствительность к значительным колебаниям химического состава расплава чугуна и к способам плавки, а также подавление проявления «наследственности» шихтовых материалов в структуре чугуновой отливки, поскольку ПАЭ, входящие в состав модификатора, воздействуют избирательно на формирование структуры чугуна и структурообразование при его кристаллизации. Также наномодифицирование противодействует явлению увядания инокулирующего эффекта в процессе выдержки расплава в ковше перед заливкой формы, что увеличивает технологический цикл живучести расплава чугуна.

Согласно [2] применение наномодификатора позволяет сократить длительность графитизирующего отжига до 1–5 ч при снижении температуры процесса до 850–950 °С. Модифицирование алюминиевых литейных сплавов, бронз и латуней полностью ликвидировало усадочные явления в отливках и повысило качество механообработки за счет повышения и стабилизации твердости при существенном измельчении структуры сплавов [3].

Анализируя литературные источники по данному вопросу, необходимо отметить значительные успехи в практике наномодифицирования сплавов [1–3]. Однако актуальным является вопрос разработки способов ввода нанопорошков в состав модификатора.

Целью исследований в рамках настоящей работы является повышение эффективности модификатора-раскислителя на основе алюминия за счет введения в его состав дисперсных соединений активных элементов.

В качестве дисперсных порошков активных элементов использовали нитрид титана. Опытный образец такого нанопорошка был предоставлен для проведения исследований лабораторией материаловедения Института исследований атомной энергии Республики Корея согласно договору о научно-техническом сотрудничестве с БНТУ.

На первом этапе работы проводили исследование данного порошка с использованием таких методов идентификации, как рентгенофазовый и инфракрасный (ИК) спектроскопический анализы. Рентгенограммы всех исследованных соединений получены на рентгеновском дифрактометре ДРОН-4-13 с медным  $\text{CuK}_\alpha$  излучением (никелевый фильтр). Образцы для съемки дифрактограмм применяли в виде порошка, при этом образец поворачивали на угол от  $10^\circ$  до  $90^\circ$ . На основании записи потенциометра КСП-4 были установлены значения углов  $\theta$ , соответствующие дифракционным максимумам на диаграмме и определены их относительные величины (интенсивности отражения). Зная угол  $\theta$ , по таблицам межплоскостных расстояний были определены величины межплоскостного расстояния, соответствующие этому углу отражения.

Инфракрасные спектры поглощения анализируемых соединений записаны в диапазоне частот  $400\text{--}4000\text{ см}^{-1}$  путем непосредственного анализа индивидуальных веществ без предварительного смещения с  $\text{KBr}$  при использовании DTGS-детектора. Спектры получены на однолучевом ИК-Фурье спектрофотометре «FTIR-8601 PC» фирмы «SHIMADZU» с алмазной кюветой «5<sup>x</sup> beam condenser» фирмы «Graseby specac» с разрешением  $8\text{ см}^{-1}$ . При анализе записанных ИК спектров поглощения исследуемых соединений, согласно общепринятой методике ИК спектроскопических исследований, рассматривали в общем случае число полос поглощения, относящихся к колебаниям данного иона или молекулы, и частотный интервал их проявления.

Кроме того, идентификацию твердых фаз проводили оптическим методом с использованием микроскопа типа Полам Л-213 (видимый проходящий поляризованный свет), в основу которого было положено сопоставление показателей преломления и дисперсии для исследуемых образцов и соответствующих иммерсионных жидкостей по стандартной методике (метод «фокального экранирования», кратность увеличения  $350\text{--}500$ ). Микрофотогра-

фирование исследуемых на микроскопе (Полам Л-213) объектов проводили при той же кратности увеличения.

Для исследования форм и размера частиц порошка была использована сканирующая электронная микроскопия (электронный микроскоп VEGA II LMU с микроанализатором INCA ENERGY 350 ЭМВ). Установлено, что частицы порошков образованы первичными структурными элементами, имеющими форму, содержащую равноосные включения. При этом частицы имеют размер (после дробления) около 50–200 нм, которые объединяются в агрегаты различной формы (рисунок 1).

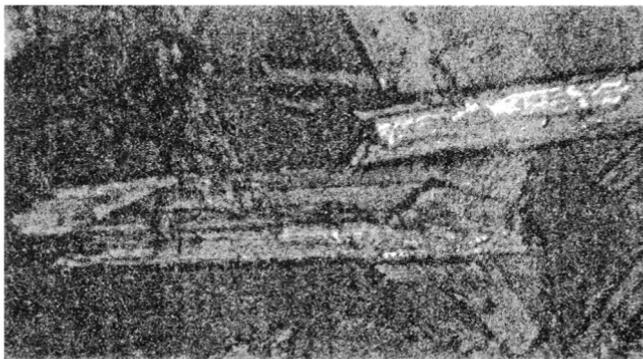


Рисунок 1 – Фотография нанодисперсного образца нитрида титана (сканирующая электронная микроскопия)

Определение химического состава и изучение морфологии нанодисперсных образцов нитрида титана (TiN) проводили по стандартной методике электронномикроскопическим методом с использованием растрового микроскопа LEO-1420 (полупроводниковый детектор рентгеновского излучения Si (Li), разрешение 20 нм, диаметр столика 50 мм, чувствительность от 1,0 % мас.), позволяющим поэлементно (начиная с алюминия) определять химический состав исследуемых объектов.

В качестве результата анализа принимали среднее арифметическое трех параллельных определений, абсолютное значение расхождения между которыми не превышало суммарной погрешности результата измерений ( $\pm 10,0$  %) при доверительной

вероятности 0,95. Содержание каждого элемента определяли по стандартной методике исходя из 100%-го баланса элементов.

Установлено, что химический состав синтезированного образца нитрида титана однороден и содержит 98,0–99,5 % основного вещества.

На рисунках 2 и 3 приведены рентгенограмма и ИК спектр поглощения синтезированного ультрадисперсного порошка нитрида титана.

На втором этапе работы исследовали процесс получения брикетированного модификатора на основе порошка алюминия, измельченной лигатуры ФС30РЗМ30 с добавками нанопорошка нитрида титана. Исходные компоненты в необходимых количествах взвешивались на аналитических весах и загружались в лабораторный смеситель. Из полученной однородной смеси методом прессования изготавливались брикеты, общий вид которых представлен на рисунке 4.

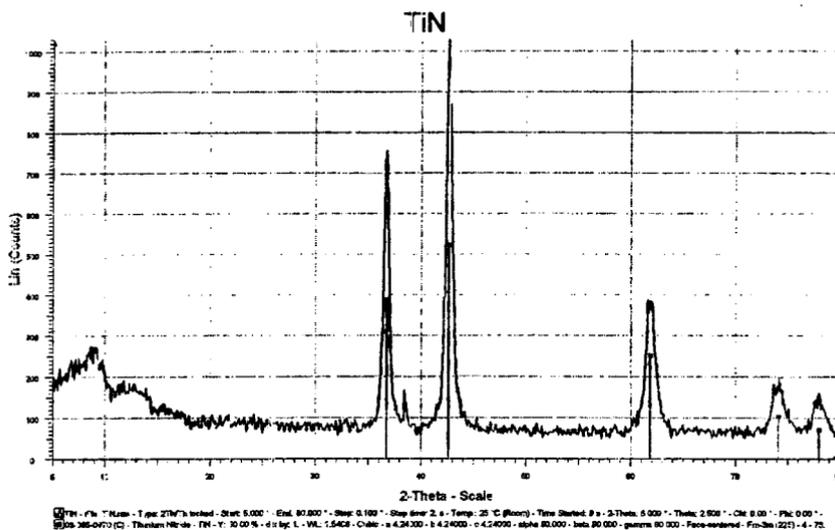


Рисунок 2 – Рентгенограмма ультрадисперсного порошка нитрида титана

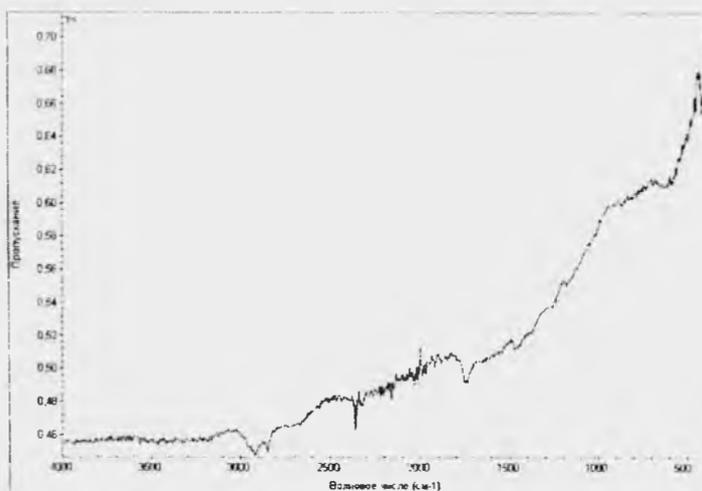


Рисунок 3 – ИК спектр поглощения синтезированного ультрадисперсного порошка нитрида титана

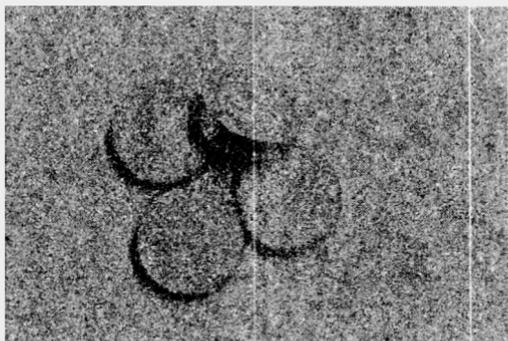


Рисунок 4 – (Общий вид брикетов модификатора-раскислителя)

В дальнейшем проводили изучение процесса кристаллизации расплавленных брикетов с помощью метода компьютерного термического анализа по кривым охлаждения.

Результаты термического анализа (кривые охлаждения и их первые производные) представлены на рисунках 5, 6.

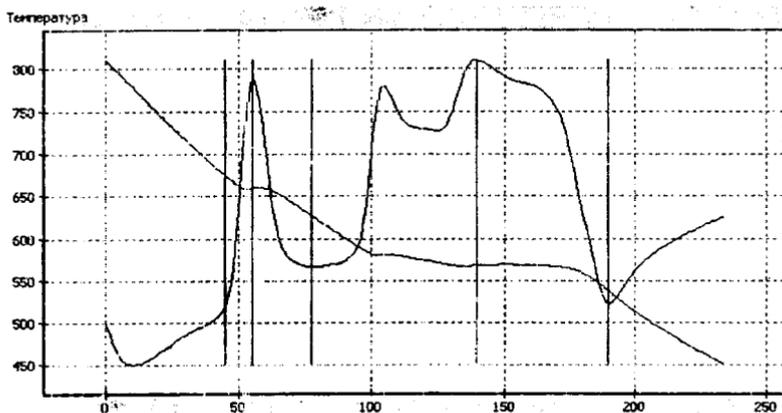


Рисунок 5 – Кривая охлаждения исходного модификатора

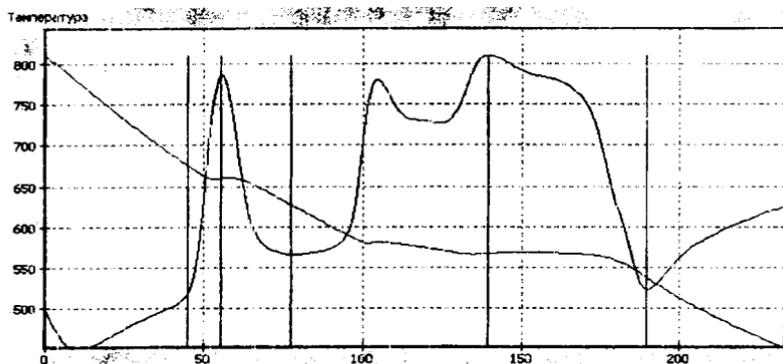
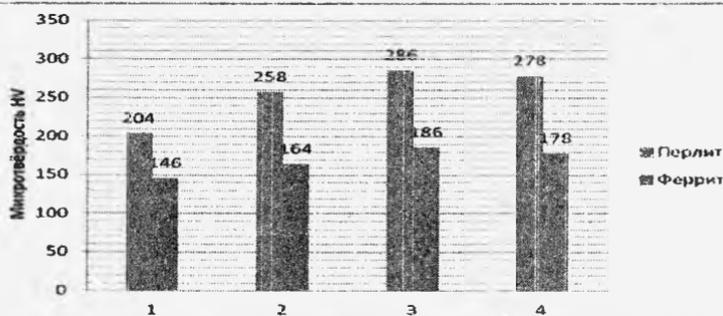


Рисунок 6 – Кривая охлаждения модификатора с добавками нитрида титана

Из рисунков видно, что значения критических точек на кривых охлаждения исходного образца модификатора и с добавками наночастиц нитрида титана совпадают. Это означает, что добавки наночастиц в состав базового модификатора не оказывают воздействия на фазовые составляющие полученного слитка.

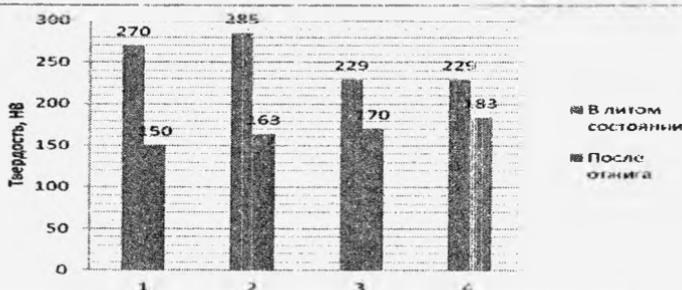
Испытания эффективности модифицирования проводили при выплавке стали 35Л в индукционной тигельной печи с кислой футеровкой емкостью 60 кг. Модификатор в виде брикетов в количестве 0,05 % вводился в ковш емкостью 10 кг. Для каждого варианта мо-

дифицирования были отлиты специальные пробы, из которых вырезались образцы для изучения структуры и свойств как в литом состоянии, так и после термической обработки. Обобщенные результаты представлены на рисунке 7 и 8.



1 – базовый состав; 2 – содержащий 3 % нитрида титана; 3 – содержащий 6 % нитрида титана, 4 – содержащий 9 % нитрида титана

Рисунок 7 – Влияние состава модификатора на микротвердость структурных составляющих стали 35Л1



1 – базовый состав; 2 – содержащий 3 % нитрида титана; 3 – содержащий 6 % нитрида титана; 4 – содержащий 9 % нитрида титана

Рисунок 8 – Влияние состава модификатора на твердость стали в литом состоянии и после отжига

Обработка углеродистой стали модификатором с добавками нитрида титана изменила перлитоферритную структуру отливок. У стали, обработанной модификатором, содержащим 6 и 9 % нитрида титана, наблюдаются более высокие показатели твердости. В литой

стали отмечена крупнозернистая перлитная структура с включениями феррита игольчатой формы (видманштеттовская структура). По мере увеличения добавок нанопорошка балл зерна литой структуры повышается. В структуре отливок из такой стали после отжига также наблюдается равномерное распределение включений пластинчатого и зернистого перлита. Следует отметить, что ряд исследователей также отмечает положительную роль добавок нанопорошков в углеродистую сталь на глобуляризацию неметаллических включений и более равномерное их распределение в отливке.

В дальнейшем проведены лабораторные испытания модификатора в виде брикетов при ковшевой графитизирующей обработке серого чугуна, выплавленного в индукционной тигельной печи ИСТ-006, обобщенные результаты которых представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты лабораторных испытаний модификатора при внепечной обработке чугуна

Вариант плавки	Состав модификатора	Величина добавки, %	Глубина отбела, мм	Твердость, НВ
1	Немодифицированный чугун	–	15,0	255
2	Базовый модификатор	0,1	7,0	241
3	Содержащий 3 % нитрида титана	0,1	2,5	234
4	Содержащий 6 % нитрида титана	0,1	2,0	241
5	Содержащий 9 % нитрида титана	0,1	3,5	246

Результаты испытаний показывают, что наличие в составе базового модификатора нитридов титана снизило склонность чугуна к отбелу с 7,0 до 2,0 мм. Это отразилось на количестве и распределении графитных включений, при этом твердость сплава несколько снизилась, особенно при использовании модификатора, содержащего 3 % нитрида титана.

Таким образом, проведенные предварительные исследования показали перспективность применения в составе базового модификатора

на основе алюминия дисперсных порошков соединений титана для обработки железоуглеродистых сплавов.

### Литература

1. **Коротаева, З.А.** Получение ультрадисперсных порошков механическим способом и их применение для модифицирования материалов: автореф. дис. ... канд. хим. наук : 02.00.04 / З.А. Коротаева; КемГУ. – Кемерово, 2008. – 25 с.

2. **Применение** ультрадисперсных порошков для улучшения свойств металлов и сплавов / А.Н. Черепанов [и др.] // *Материаловедение*. – 2000. – № 10. – С. 45–53.

3. **Полубояров, В.А.** Получение ультрамикрорегетерогенных частиц путем механической обработки / В.А. Полубояров, Коротаева З.А., Андрушкова О.В. // *Неорганические материалы*. – 2001. – Т. 37. – № 5. – С. 592–595.

4. **Применение** механически активированных ультрадисперсных керамических порошков для улучшения свойств металлов и сплавов / В.А. Полубояров [и др.] // *Наука производству*. – 2002. – № 2. – С. 2–8.

УДК 669.27:519

**С.В. КОРНЕЕВ**, канд. техн. наук (БНТУ)

### МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВДУВАНИЯ ПОРОШКОВ В СТАЛЕРАЗЛИВОЧНЫЙ КОВШ

**Введение.** Основными задачами, решаемыми при выборе и эксплуатации инжекционных установок, позволяющими повысить эффективность их работы, являются выбор:

- 1) оптимального соотношения транспортируемого газа и материала;
- 2) оптимального места ввода фурмы или струи инжектируемой газопорошковой смеси;
- 3) оптимальной глубины ввода фурмы;
- 4) оптимальных параметров фурмы и скорости смеси.

Если первая задача может отрабатываться на так называемых холодных моделях, то есть без использования металлургических агрегатов, то остальные задачи требуют длительных исследований и очень трудоемких способов контроля и измерения различных параметров жидкого металла, имеющего высокую температуру, в промышленных или лабораторных условиях. В этой связи замена натуральных испытаний компьютерным моделированием представляется актуальной задачей, призванной выявить основные закономерности процессов с целью их дальнейшего совершенствования применительно к технологиям продувки металла газом и порошками.

Среди ограничительных факторов, влияющих на технико-экономические показатели использования инъекционных установок, можно отметить следующие:

- 1) энергопотребление установки;
- 2) надежность работы (забывание просвета трубопроводов вдуваемым материалом, зарастание сопла);
- 3) выплескивание металла из ковша, увеличение брызгообразования;
- 4) угар вдуваемого материала и степень его усвоения.

Учитывая вышеперечисленные факторы, результаты моделирования могут отражать следующие элементы:

- поле скоростей в области расплава металла;
- время растворения частицы в расплаве;
- время от момента попадания частицы в расплав до ее выноса на поверхность;
- условия разрушения слоя шлака и др.

**Моделирование процесса инъекции** включает следующие этапы.

Циркуляция металла в ванне. В общем случае для описания движения вязкой ньютоновской жидкости применяются уравнения Навье-Стокса. Система состоит из уравнений движения и уравнения неразрывности. В векторном виде для несжимаемой ньютоновской жидкости они записываются следующим образом:

$$\rho \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} = -\rho(\vec{u} \cdot \nabla)\vec{u} + \eta \nabla^2 \vec{u} - \nabla p + \vec{f};$$

$$\nabla \cdot \vec{u} = 0,$$

где  $\rho$  – плотность, кг/м<sup>3</sup>;  $\vec{u}$  – векторное поле скоростей, м/с;  $\tau$  – время, с;  $\eta$  – динамическая вязкость, Па·с;  $p$  – давление, Па;  $\vec{f}$  – векторное удельное силовое поле, Н/м<sup>3</sup>.

При инъекции различных сред и материалов в жидкий металл происходит его интенсивное перемешивание, поэтому при моделировании течений в жидком металле будем использовать модель, учитывающую турбулентность. Применим известную модель  $k$  –  $\varepsilon$  турбулентности. При этом уравнения гидродинамики запишутся в виде:

$$\begin{aligned} \nabla \cdot u &= 0; \\ \rho(u \cdot \nabla)u &= \nabla \cdot \left[ -pI + (\eta + \eta_T)(\nabla u + (\nabla u)^T) \right] + F; \\ \rho u \cdot \nabla k &= \nabla \cdot \left[ \left( \eta + \frac{\eta_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + \eta_T P(u) - \rho \varepsilon; \\ \rho u \cdot \nabla \varepsilon &= \nabla \cdot \left[ \left( \eta + \frac{\eta_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{C_{\varepsilon 1} \eta_T P(u)}{k} - \frac{C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon^2}{k}; \\ P(u) &= \nabla u : (\nabla u + (\nabla u)^T); \\ \eta_T &= \frac{\rho C_\mu k^2}{\varepsilon}. \end{aligned}$$

Здесь  $k$  и  $\varepsilon$  – кинетическая энергия турбулентности и скорость ее диссипации.

Коэффициенты, входящие в систему уравнений, примем согласно Лаундеру и Сполдингу [1] следующими:

$$C_\mu = 0,09, \quad C_{\varepsilon 1} = 1,44, \quad C_{\varepsilon 2} = 1,92, \quad \sigma_k = 1, \quad \sigma_\varepsilon = 1.$$

Модифицируем уравнения переноса  $k$  и  $\varepsilon$ , включив в уравнения члены  $\eta_T g \nabla \alpha$  и  $\frac{C_{\varepsilon 1} \eta_T g \nabla \alpha}{k}$ , которые представляют эффект плавучести, производимый изменением газосодержания в направлении действия гравитации.

Таким образом, система уравнений будет выглядеть следующим образом:

$$\nabla \cdot u = 0;$$

$$\rho(u \cdot \nabla)u = \nabla \cdot \left[ -pI + (\eta + \eta_T)(\nabla u + (\nabla u)^T) \right] + \rho g \alpha;$$

$$\rho u \cdot \nabla k = \nabla \cdot \left[ \left( \eta + \frac{\eta_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + \eta_T P(u) - \rho \varepsilon + \eta_T g \nabla \alpha;$$

$$\rho u \cdot \nabla \varepsilon = \nabla \cdot \left[ \left( \eta + \frac{\eta_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{C_{\varepsilon 1} \varepsilon \eta_T P(u)}{k} - \frac{C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon^2}{k} + \frac{C_{\varepsilon 1} \varepsilon \eta_T g \nabla \alpha}{k}.$$

Граничные условия определяются конструкцией и конфигурацией конкретного агрегата, использующего продувку газами или порошками, и определяются на основе следующих допущений:

- 1) на всех твердых поверхностях скорость потока обращается в нуль;
- 2) отсутствует перенос напряжения сдвига через свободную поверхность;
- 3) в зоне барботажа имеет место однородное распределение газа в жидкости.

Согласно этим допущениям, функция тока обращается в нуль на боковой поверхности ковша (или другой ванны с расплавом) и его днища.

Зону барботажа представим псевдооднофазной с плотностью  $\rho = \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_l$ , а зону рециркуляции – с плотностью равной плотности жидкости (стали)  $\rho = \rho_l$ .

Газосодержание в зоне барботажа. Экспериментальные данные показывают, что газовая фракция в зоне барботажа имеет разновидность распределения Гаусса по радиусу зоны и соотносится с функцией модифицированного числа Фруда:

$$\alpha = \alpha_0 \exp \left[ -\ln(2) \left( \frac{r}{b} \right)^2 \right].$$

Для стали значение  $b$  можно определить по следующей формуле [2]:

$$b = 0,28(z + H_0)^{0,583} \left( \frac{Q_1^2}{g} \right)^{0,083},$$

$$\text{где } H_0 = 4,5\sqrt{d_0} \left( \frac{Q_0^2}{g} \right)^{0,1}; \quad Q_1 = Q_g \frac{T_l}{T_g} \frac{\frac{P_a}{\rho_l g}}{\left( \frac{P_a}{\rho_l g} \right) + H - z}.$$

Здесь  $\alpha_0$  – газосодержание по осевой линии зоны барботажа;  $b$  – радиус, на котором  $\alpha = \frac{\alpha_0}{2}$ , м;  $Q_0 = Q_1$  при  $z = 0$ ;  $P_a$  – атмосферное давление, Па;  $\rho_l$  – плотность жидкости, кг/м<sup>3</sup>;  $H$  – глубина емкости, м.

Движение частиц вдуваемого материала. Движение частиц материала определяется равновесием двух сил:

– связанной с движением частицы, вдуваемой газом-носителем с кинетической энергией  $E = \frac{m_p u^2}{2}$ ;

– флотационной силы, создающей сопротивление внедрению частицы

$$F = KL\sigma_{ж-г} \cos(\varphi - \alpha) \quad (\text{Н}),$$

где  $K$  – коэффициент пропорциональности;  $L$  – периметр соприкосновения трех фаз, м;  $\varphi$  – угол смачивания твердого тела жидкостью, град;  $\alpha$  – угол, образуемый равнодействующей с вертикалью, град.

При хорошем смачивании жидкостью твердого тела равнодействующая сила  $F$  стремится втянуть частицу вглубь жидкости, при плохом смачивании – вытолкнуть.

Первая сила увеличивается пропорционально кубу линейных размеров частицы, а вторая – первой степени этих размеров.

Если скорость потока жидкости больше или равна скорости всплывания частицы, то последняя увлекается этим потоком. Мак-

симальный размер частиц, которые могут быть захвачены потоком металла, или, с другой стороны, минимальную скорость, при которой поток может увлечь частицу определенного размера, можно оценить с помощью следующего упрощенного неравенства, учитывающего баланс архимедовой силы и сил сопротивления:

$$\frac{4}{3}\pi \cdot g \cdot r_p^3 \cdot (\rho - \rho_p) \leq 6\pi \cdot r_p \cdot \eta \cdot u,$$

где  $r_p$  – радиус частицы, м;  $\rho$ ,  $\rho_p$  – плотность металла и частицы, кг/м<sup>3</sup>;  $\eta$  – динамическая вязкость металла, Па·с;  $g$  – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;  $u$  – скорость металла, м/с.

$$\text{Отсюда: } u \geq \frac{2}{9} \frac{gr_p^2(\rho - \rho_p)}{\eta}.$$

В представленной модели учет инжекции частиц материала будем осуществлять заданием размера и массы частиц, начальной скорости и начального положения при соприкосновении с расплавом.

Уравнение движения частицы можно записать в виде:

$$m_p \frac{du_i}{dt} = F_{KR} - F_b,$$

где  $F_{KR}$  – сила Кана-Ричардсона [3];  $F_b$  – сила Архимеда;

$m_p = \frac{4}{3}\pi r_p^3 \rho_p$  – масса частицы.

Сила Кана-Ричардсона определяется по формуле:

$$F_{KR} = \pi r_p^2 \rho (u - u_p)^2 \left[ 1,84 \text{Re}_p^{-0,31} + 0,293 \text{Re}_p^{0,06} \right]^{3,45}.$$

Число Рейнольдса для частицы равно

$$\text{Re}_p = \frac{(u - u_p) 2r_p \rho}{\eta}.$$

Выталкивающая сила определяется в соответствии с выражением

$$F_b = \frac{4}{3} \pi r_p^3 (\rho_p - \rho) g.$$

В зависимости от цели решаемой задачи и компьютерных ресурсов представленная модель может быть дополнена уравнениями теплопроводности и диффузии, учитывающих время растворения вдуваемых частиц и усреднение металла по температуре.

Ниже представлен пример моделирования с использованием описанных выше положений. Для моделирования инъекции порошкообразных материалов в расплав металла принимаем типовой сталь-ковш, представленный на рисунке 1. Ковш может иметь различную емкость, достигающую 430 т жидкой стали и оснащается одним или несколькими продувочными узлами.

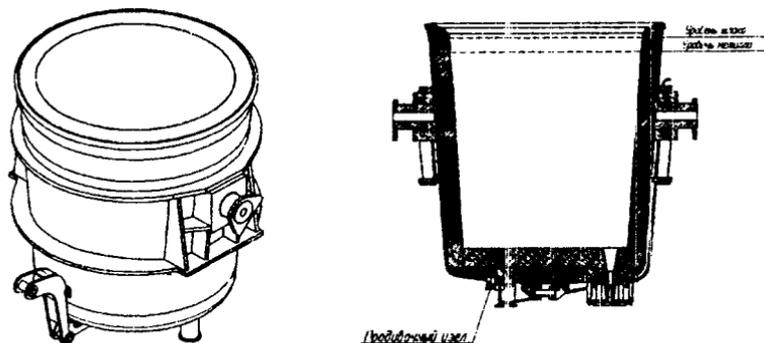


Рисунок 1 – Конструкция сталь-ковша

Для расчета принимаем объем металла  $3,7 \text{ м}^3$  (25 т), глубину от уровня металла равной 2 м, диаметр внутреннего пространства – 1,4 м. При глубине ванны жидкого металла 2 м глубину погружения фурмы принимаем равной 1 м.

Расположение погружной фурмы и продувочного устройства в днище ковша представлено на рисунке 2.

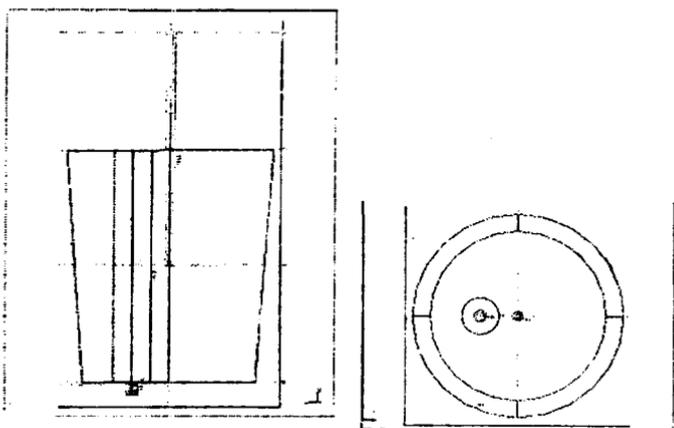


Рисунок 2 – Расположение погружной фурмы и продувочного устройства в днище ковша

Для анализа характера движения частиц вдуваемого материала рассмотрим инжекцию через погружную фурму для двух случаев: при наличии и отсутствии продувки расплава снизу.

Для вдувания в жидкий металл порошкообразного материала используют следующие газы: кислород, сжатый воздух, углекислый газ, азот, аргон и метан. Первые три газа применяют в процессах окисления, дефосфорации и десульфурации, а нейтральные – при раскислении и легировании.

Расход инертного газа составляет обычно  $0,1-3,0 \text{ м}^3$  на 1 т стали.

Продувка с расходом газа до  $0,5 \text{ м}^3/\text{т}$  стали достаточна для усреднения химического состава и температуры металла; сталь, обработанная с интенсивностью до  $1,0 \text{ м}^3/\text{т}$ , имеет пониженное содержание неметаллических включений, для эффективной дегазации необходим расход инертного газа на уровне  $2-3 \text{ м}^3/\text{т}$  металла.

Плотность газов при нормальных условиях приведена в таблице 1.

Таблица 1 – Плотность газов-носителей

Газ	воздух	кислород	углекис- лый газ	азот	аргон	метан
Плотность, кг/м <sup>3</sup>	1,293	1,429	1,977	1,25	1,784	0,717

При принятой емкости ковша (25 т) максимальный объем аргона составит  $3 \cdot 25 = 75 \text{ м}^3$ . При времени обработки 50 мин расход аргона составит  $1,5 \text{ м}^3/\text{мин} = 0,025 \text{ м}^3/\text{с} = 25 \text{ л/с}$ .

Вдуваемые в жидкую сталь материалы имеют значительный разброс по диапазону плотностей. В качестве порошкообразных материалов применяют как чистые металлы (кальций, магний, алюминий), так и другие материалы и соединения (кремний, ферросилиций (ФС75 и др.), известь (СаО), карбид кальция (СаС<sub>2</sub>), силикокальций (SiCa), РЗМ-содержащие лигатуры (ФС30РЗМ30 и др.), карбонаты (СаСО<sub>3</sub>) и др.).

Плотность материалов представлена в таблице 2.

Таблица 2 – Плотность материалов, используемых при вдувании в жидкую сталь

Материал	Ca	Mg	Al	Si	CaO	CaC <sub>2</sub>	SiCa	ФС45	ФС75
Плотность, г/см <sup>3</sup>	1,542	1,737	2,698	2,33	3,37	2,22	2,5–3	5	3,5

Ограничимся рассмотрением инжекционных технологий в сталеплавильном производстве и примем для дальнейших расчетов плотность жидкой стали равной  $7000 \text{ кг/м}^3$ .

Как было показано выше, зону барботажа можно представить псевдоодноразной с плотностью  $\rho = \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_l$ , а зону рециркуляции – с плотностью равной плотности жидкости (стали)  $\rho = \rho_l$ .

Газовая фракция в зоне барботажа имеет разновидность распределения Гаусса по радиусу зоны. Зависимость плотности среды в зоне продувки от относительного радиуса зоны на различной глубине ковша представлена на рисунке 3. Обозначения величин соответствуют принятым в сформулированной модели. Значение координаты  $z = 0$  соответствует глубине, на которой находится продувочное устройство. Величина  $H$  соответствует высоте слоя жидкости над продувочным устройством (при нахождении продувочной пробки на дне ковша  $H$  – это максимальная глубина от поверхности расплава до дна ковша).

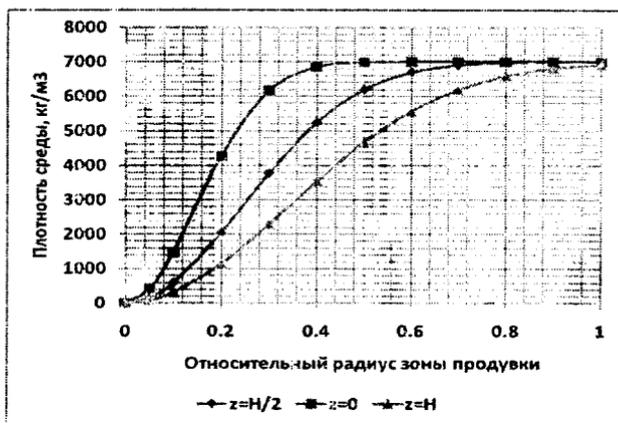


Рисунок 3 – Зависимость плотности среды от радиуса зоны продувки

На рисунке 3 представлено распределение плотности газожидкостной среды на различном расстоянии в относительных единицах от оси продувочного устройства. Абсолютные значения величин радиуса зоны продувки на различной глубине представлены на рисунке 4. Радиус зоны увеличивается при движении к поверхности расплава металла и также увеличивается при повышении расхода газа.

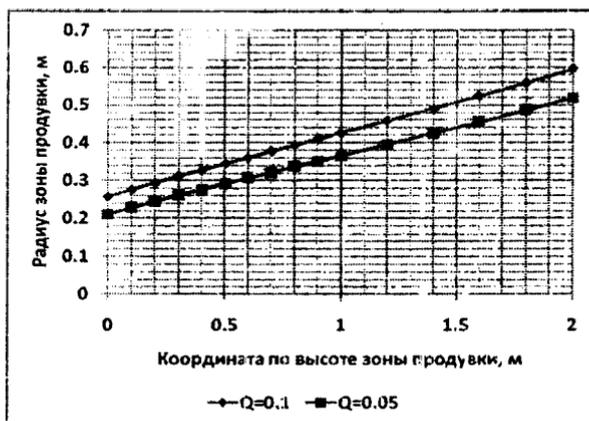


Рисунок 4 – Зависимость радиуса зоны продувки от координаты по высоте зоны продувки (то есть на различной глубине ковша)

Иллюстрация формы зоны продувки представлена на рисунке 5.

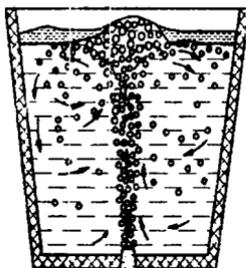


Рисунок 5 – Иллюстрация формы зоны продувки

Так как частицы вдуваемых материалов имеют различную плотность, рассмотрено влияние радиуса частицы на скорость всплывания частиц в неподвижном расплаве в зависимости от их природы и радиуса (рисунок 6). Необходимо отметить, что частицы из приведенных материалов ( $\text{Ca}$ ,  $\text{CaC}_2$ ,  $\text{CaO}$ ,  $\text{FC45}$ ) не могут строго подчиняться этой зависимости, так как имеют различные температуры плавления и коэффициенты теплопроводности, а следовательно и различное время расплавления или растворения в расплаве. То есть для практических расчетов модель следует дополнить зависимостью радиуса частиц от времени.

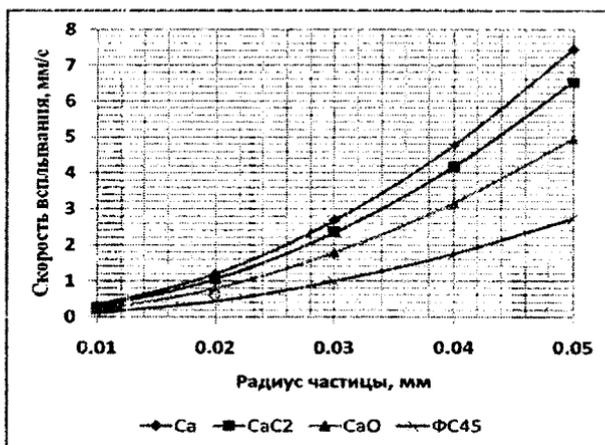


Рисунок 6 — Зависимость скорости всплывания частиц различных плотностей в зависимости от их радиуса

Для анализа характера движения частиц инжестируемого материала проведено моделирование движения частиц материала и расплава металла в ковше. Отметим, что для упрощения рассматриваемого случая зону барботажа задаем только для области продувки, а в области вдувания частиц задаем только начальную скорость частиц, а жидкость считаем однофазной.

На рисунке 7 представлен вариант расчета движения частиц при вдувании их через погружную фурму без продувки металла снизу. При этом в расплаве образуются циркуляционные зоны, в которые попадает большая часть вдуваемых частиц.

Характер движения частиц помимо поля скоростей движения расплава определяется также начальной скоростью, размером и плотностью частиц.

При использовании продувки снизу совместно с продувкой и инъекцией материала через погружную фурму максимальные скорости наблюдаются на оси зон продувки.

Характер движения инжестируемых через погружную фурму частиц при наличии продувки снизу представлен на рисунке 8. Попадание частиц в зону продувки способствует их быстрому перемещению и выносу к поверхности расплава, что может иметь как положительный эффект (в случае использования активных

раскислителей с удалением продуктов раскисления), так и отрицательный (в случае использования ценных легирующих компонентов).

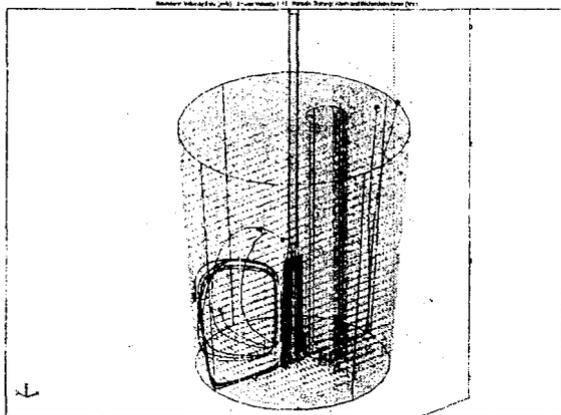


Рисунок 7 – Характер движения инжектируемых через погружную фурму частиц при отсутствии продувки снизу

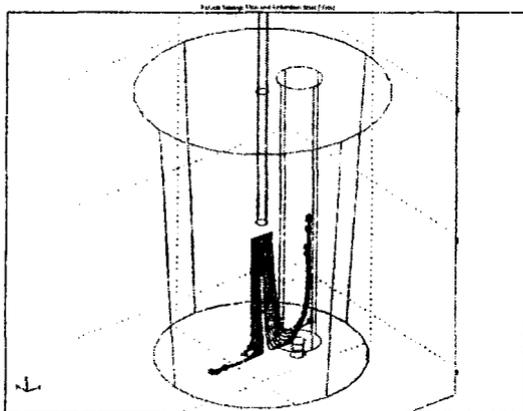


Рисунок 8 – Характер движения инжектируемых через погружную фурму частиц при наличии продувки снизу

## **Заключение**

Представленная модель и результаты расчетов процессов инжекции порошкообразных материалов показывают, что рассмотренные подходы позволяют исследовать характер движения частиц вдуваемого материала и определить наиболее эффективные способы ввода материалов в расплав.

## **Литература**

- 1. Launder, B.E.** The numerical computation of turbulent flows / B.E. Launder and D.B. Spalding // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. – 1974. – V. 3. – P. 269–289.
- 2. Zhang, Z.** Prediction of fluid flow in gas stirred liquid Wood's metal / Z. Zhang, Y. Xie and F. Outers // *Memories et Etudes Scientifiques / Revue de Metallurgie*, 1991. – P. 145–158.
- 3. Coulson, J.M.** Particle Technology and Separation Processes / J.M. Coulson and J.F. Richardson // *Chemical Engineering*. – UK: Butterworth-Heinemann, 2002. – Vol. 2. – 788 p.

УДК 621.74

**С.В. КОРНЕЕВ**, канд. техн. наук,  
**В.А. РОЗУМ**, канд. техн. наук (БНТУ)

## **ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ МОДИФИЦИРОВАНИЯ СТАЛИ**

**Введение.** Известно, что себестоимость стали определяется затратами на сырье и на передел. При плавке легированной стали большая доля расходов связана со стоимостью шихты. Очевидно, что чем выше степень легированности шихты и чем дороже ферросплавы и металлы, которыми легируется сталь, тем большая доля расходов относится к шихтовым материалам. Например, шарикоподшипниковая сталь менее легирована, чем нержавеющая или жаропрочная хромоникелевая. Кроме того, шарикоподшипниковая сталь легируется углеродистым феррохромом, а многие марки легируются ферросилицием и другими относительно дешевыми ферро-

сплавами. Нержавеющая сталь и жаропрочная хромоникелевая сталь аустенитного класса легируется дорогостоящими присадками: безуглеродистым феррохромом и никелем. По этим причинам стоимость металлошихты при плавке жаропрочных хромоникелевых сталей значительно выше, чем для многих других марок стали.

Выплавка легированных сталей с содержанием в них ценных легирующих элементов, соответствующих нижнему марочному пределу, позволяет уменьшить расход ферросплавов. Однако это возможно только при обеспечении требуемого качества стали. При плавке нержавеющей и жаропрочных сталей аустенитного класса желательно стремиться к содержанию никеля в соответствии с верхним пределом, так как это повышает пластичность и жаростойкость стали, а, следовательно, и ее эксплуатационные характеристики.

Таким образом, для высоколегированных сталей с содержанием дорогостоящих компонентов расходы по переделу к себестоимости стали составляют незначительную величину, а затраты на шихтовые материалы, наоборот, составляют 80–95 %, что и предопределяет в конечном счете себестоимость продукции. При производстве недорогих (нелегированных и низколегированных) марок стали затраты на их передел составляют более 40 % себестоимости.

Таким образом, для высоколегированных сталей дополнительные способы обработки, позволяющие обеспечить необходимый уровень технологических и эксплуатационных свойств при меньшем содержании легирующих элементов, должны быть экономически целесообразными.

Целью настоящей работы является анализ экономической эффективности проведения рафинирующей и модифицирующей обработки хромоникелевых сталей аустенитного класса.

**Оценка экономической эффективности применения модификаторов.** Экономическую эффективность применения модификаторов можно оценить, используя данные по суммарным затратам на производство отливок из стали с применением и без применения модифицирующей обработки. При этом сравнивали варианты выплавки сталей с аналогичными свойствами.

На основании исследований влияния модифицирования на свойства и структуру жаропрочных хромо-никелевых сталей аустенитного класса было установлено:

- после модифицирующей обработки жаропрочных сталей РЗМ-содержащими присадками и барий-стронциевыми карбонатами повышаются механические и улучшаются литейные свойства, изменяется структура металла;

- изменение структуры металла, связанное с измельчением карбидных включений и равномерным распределением их по объему, и уменьшение размера зерна в комплексе с улучшением литейных и прочностных свойств повышает жаропрочность сталей;

- применение для модифицирования барий-стронциевых карбонатов, за счет одновременного рафинирующего и модифицирующего воздействия, позволяет получить более высокие прочностные и эксплуатационные свойства жаропрочных сплавов;

- модифицирующая обработка барий-стронциевыми карбонатами жаропрочных сталей, содержащих Ni 17 %, Cr 23 %, повышает трещиностойкость до уровня трещиностойкости сталей с содержанием Ni 24 %, Cr 18 %.

Таким образом, как показали предварительные исследования, модифицирующая обработка стали 45X23N17C2Л позволяет получить свойства, дающие возможность заменить ею марку стали 35X18N24C2Л для изготовления печных поддонов и других изделий. При этом уменьшается содержание самого дорогостоящего в шихте для данной стали никеля, что позволяет достичь необходимых свойств стали менее затратным способом.

В таблице 1 представлен расчетный химический состав рассматриваемых сталей.

Таблица 1 – Химический состав рассматриваемых сталей

Сталь	Содержание элементов, масс %						
	C	Si	Mn	Cr	Ni	S	P
45X23N17C2Л	0,45	2,0	2,0	23	17	0,02	0,03
35X18N24C2Л	0,3	2,0	2,0	18	24	0,02	0,03

Феррохром (ГОСТ 4757-91) можно присаживать как в предварительно раскисленный металл, так и в нераскисленный. При выплавке стали методом переплава основное количество феррохрома необходимо давать в завалку. Корректировку по хрому следует проводить не позднее, чем за 15 мин до выпуска плавки. Усвоение

хрома составляет 95 %. Никель необходимо вводить в завалку (коэффициент усвоения равен 1). Алюминий (ГОСТ 295-79) применяется для окончательного раскисления стали в ковше, для рассматриваемых условий следует применять в виде кольца, надетого и закрепленного деревянными клиньями на стопоре. Угар марганца составляет 3–5 %.

Расчет необходимого количества ферросплавов (кг) производится по формуле:

$$K = P \cdot \Delta \cdot 100 / (C_s \cdot Y_s),$$

где  $P$  – масса жидкого металла, кг;  $\Delta$  – разность между требуемой концентрацией легирующего элемента и имеющейся в металле, %;  $C_s$  – концентрация легирующего элемента в ферросплаве, %;  $Y_s$  – усвоение легирующего элемента, %.

В таблицах 2, 3 представлены шихтовые материалы для выплавки стали 35X18H24C2Л и 45X23H17C2Л.

Таблица 2 – Шихтовые материалы для выплавки стали 35X18H24C2Л

Материал	Содержание, %
Лом стальной легированный (g16, g17, g18) и лом углеродистый	38
Возврат собственного производства (35X18H24C2Л)	30
Феррохром ФХ001А	14
Никель НП1	16
Ферросилиций ФС75	1
Ферромарганец ФМн70	1

Таблица 3 – Шихтовые материалы для выплавки стали 45X23H17C2Л

Материал	Содержание, %
1	2
Лом стальной легированный (g16, g17, g18) и лом углеродистый	38

1	2
Возврат собственного производства (45X23H17C2Л)	30
Феррохром ФХ001А	19
Никель НП1	11
Ферросилиций ФС75	1
Ферромарганец ФМн70	1

В обоих случаях добавляют раскислитель в виде алюминия (в количестве 0,1 % от массы металла) и раскислитель комплексный смесевой (в количестве 0,35–0,5 %).

Наиболее близким по составу к рассматриваемым маркам является лом g17, однако его количество ограничивается 30 % от массы завалки, так как содержание вольфрама составляет 2–2,8 %, а содержание ниобия – 0,9–1,3 %. В связи с этим в шихтовке используются различные виды легированного лома и небольшое количество углеродистого. Среднее содержание Cr и Ni в ломе составляет, соответственно, 12 и 4 %.

Разница в стоимости шихтовых материалов для двух вариантов составит

$$\mathcal{E} = (M_{Cr1}P_{Cr1} + M_{Ni1}P_{Ni1}) - (M_{Cr2}P_{Cr2} + M_{Ni2}P_{Ni2}),$$

где  $M_{Cr1}, M_{Cr2}$  – масса сплава, содержащего хром по первому и второму варианту, соответственно;  $P_{Cr1}, P_{Cr2}$  – стоимость хромсодержащего сплава по первому и второму варианту;  $M_{Ni1}, M_{Ni2}$  – масса добавляемого никеля;  $P_{Ni}$  – стоимость никеля.

Стоимость феррохрома ФХ001 принимаем равной 4 171 долл. США/т, никеля – 27 040 долл. США/т (по данным за 2008 г.), и 5 300 долл. США/т и 17 300 долл. США/т соответственно по данным на 2012 г.

С учетом того, что стоимость материалов, кроме феррохрома и никеля, для обоих вариантов практически одинакова, экономия составит:

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_1 &= (0,14 \cdot 4171 + 0,16 \cdot 27040) - (0,19 \cdot 4171 + 0,11 \cdot 27040) = \\ &= 1143 \text{ долл. США/т металлошихты (в ценах 2008 г.)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta_2 &= (0,14 \cdot 5300 + 0,16 \cdot 17300) - (0,19 \cdot 5300 + 0,11 \cdot 17300) = \\ &= 600 \text{ долл. США/т металлошихты (в ценах 2012 г)}. \end{aligned}$$

Таким образом, уменьшение количества дорогостоящего никеля позволяет экономить значительные финансовые средства при обеспечении высоких технологических и эксплуатационных характеристик жаропрочной стали.

**Оценка экономической эффективности различных способов ввода модификаторов.** Стоимость модифицирующей обработки для высоколегированных марок стали составляет в общей себестоимости незначительную величину, однако для повышения эффективности производства необходимо стремиться к выбору наиболее оптимального способа ввода модификатора в расплав. В этой связи рассмотрим такие варианты ввода модификаторов, как ввод при помощи порошковой проволоки и инъекции порошка в расплав металла в струе газа-носителя.

Обработка расплава при помощи порошковой проволоки требует небольших капитальных затрат, однако стоимость самой проволоки в сравнении с порошкообразными материалами достаточно высока. С другой стороны, обработка порошкообразными материалами путем их вдвухания в расплав требует более значительных вложений в оборудование.

Основным фактором при выборе оборудования являются общие расходы, то есть сумма постоянных и переменных затрат, относимых к 1 т обработанной стали.

Рассмотрим три варианта обработки расплава активным элементом, в качестве которого примем кальций в количестве 0,6 кг/т стали по аналогии с методикой, представленной в работе [1].

**Вариант 1.** Кальций подается при помощи проволоки с содержанием 48 % Ca, стоимость 16 долл. США/кг. Стоимость проволоки для обработки 1 т стали составит  $0,6 \cdot 16 / 0,48 = 20$  долл. США. При использовании проволоки из CaSi стоимостью 5,6 дол. США/кг, содержащей 30 % Ca, ее стоимость при обработке 1 т стали составит  $0,6 \cdot 5,6 / 0,3 = 11,2$  дол. США.

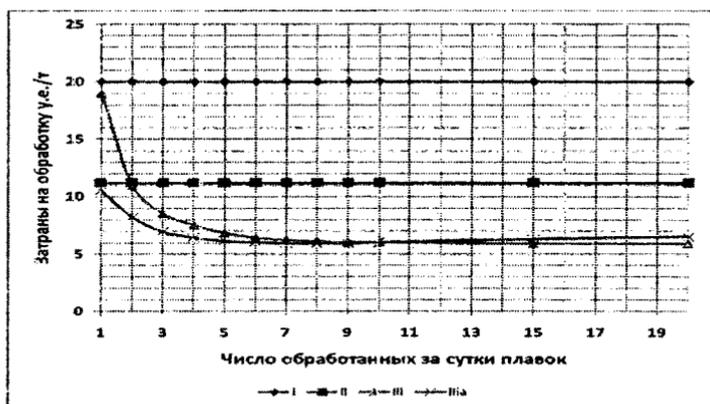
Следует также отметить, что порошковую проволоку с кальцием или силикокальцием выпускает ряд фирм, например, ОАО «Ванадий-Тулачермет», ЗАО «Юпитер Лтд» (Кострома), ЗАО «Ногинский завод порошковых материалов», ЗАО «Тенакс Инжиниринг», ОАО «Чепецкий механический завод», ОАО «Камаз-металлургия», ЗАО «НПП УралМеталлИнвест», ЗАО «Ферросплав» и др.

**Вариант 2.** Обработку стали осуществляют при помощи фурмы путем вдувания порошка CaSi. Для перемещения пневмонагнетателя и фурмы используют мостовой кран, степень автоматизации подачи минимальна. Стоимость порошка, содержащего 30 % Ca, – 2,2 долл. США/кг. Общие заводские расходы составляют 100 тыс. долл. США, при этом стоимость фурмы – 1,2 долл. США/т, порошка CaSi  $0,6 \cdot 2,2 / 0,3 = 4,4$  долл. США/т и аргона 0,32 долл. США/т. Таким образом, переменные расходы, исключая зарплату, составят 5,92 долл. США/т стали.

**Вариант 3.** Обработку стали проводят при помощи стационарного оборудования вдуванием порошка кальция при достаточной степени автоматизации. Капитальные затраты при этом составляют 0,4 млн. долл. США, а переменные затраты аналогичны варианту 2.

Стоимость обработки при вдувании является функцией количества обработанных за сутки плавок.

На рисунке 1 приведена графическая зависимость стоимости обработки стали от числа плавок в сутки при использовании различных вариантов обработки.



I – вариант 1 (кальциевая проволока), II – вариант 1 (силикокальциевая проволока), III – вариант 3 (вдувание порошка силикокальция с высокими капитальными вложениями в оборудование), IIIa – вариант 2 (вдувание порошка с невысокими капитальными вложениями)

Рисунок 1 – Зависимость затрат на модифицирующую обработку расплава от числа плавок, обработанных за сутки

Из анализа рассмотренных вариантов следует, что вдувание порошкособразных материалов предпочтительнее при количестве об-

рабатываемых за сутки плавов, превышающих 5. При низкой степени автоматизации затраты на обработку расплава могут несколько возрастать при увеличении количества обработанных плавов за счет повышения расходов на оплату труда.

**Рекомендации по модифицированию стали.** Анализ технологического модифицирования показал, что максимальная эффективность достигается при вводе присадок методами, позволяющими равномерно распределить их по объему металла и обеспечить минимальный угар в атмосфере воздуха.

Модифицирующая обработка карбонатами щелочно-земельных металлов, направленная в основном на уменьшение количества, формы и размера неметаллических включений, может проводиться в ковше «сэндвич-процессом» или с использованием проволоки через трайб-аппарат.

Для изменения формы дендритов аустенита целесообразно проводить обработку наночастицами. Наиболее высокая эффективность при обработке наночастицами достигается по технологии с использованием композиции, включающей несущую металлическую фракцию 400–500 мкм. Обработку расплавов композициями, содержащими металлическую фракцию с наночастицами, можно проводить различными методами, включая «сэндвич-процесс», вдувание в струю металла и использование трайб-аппаратов.

Ниже приведены рекомендации по повышению эффективности процесса получения отливок из жаропрочных хромоникелевых сталей аустенитного класса.

1. При рациональном подборе шихты и ее подготовке следует также учитывать и экономические аспекты, используя возврат собственного производства и легированный лом, образующийся на территории Республики Беларусь. Наиболее целесообразно использовать лом, содержащий от 13 до 20 % хрома (группы лома по СТБ 2026-2010: g16–g20). Общий объем данных отходов, образующихся в Республике Беларусь, составляет около 20–30 т в год. При расчете шихты содержание легированного лома целесообразно принимать в пределах 20–30 %. При превышении этих пределов возможно увеличение присутствующих в нем присадок бора, вольфрама, кремния, которые могут отрицательно влиять на формирование структуры стали, повышая склонность к росту карбидных включений по границам зерен.

Возврат собственного производства при литье отливок из жаропрочных сталей составляет около 30 %, который полностью используется при шихтовке. Особое внимание необходимо уделить выбору феррохрома. Жаростойкость хромоникелевых сталей сильно зависит от содержания в ней углерода, при этом наиболее оптимальной концентрацией углерода с эксплуатационной и технологической точки зрения считается 0,1–0,3 %. При снижении концентрации углерода менее 0,1 % резко уменьшается жидкотекучесть и повышается склонность к образованию литейных дефектов. Повышение концентрации углерода более 0,3 % увеличивает рост карбидных включений. Поэтому необходимо использовать низкоуглеродистый феррохром марки ФХ001А (ГОСТ 4757-91).

Для подшихтовки и частичного «глубинного» раскисления стали необходимо применять среднеуглеродистый ферромарганец ФМн70, 78 по ГОСТ 4755-91.

Доводку состава стали по содержанию никеля следует проводить чистым никелем НП1. Частично допускается использовать и другие никельсодержащие отходы (нихром и др.), делая поправку при этом на содержание углерода.

2. Формирование структуры и свойств стали начинается в жидком состоянии, что определяется условиями плавки, а именно, футеровкой печи, режимом расплавления и термовременной обработкой жидкого металла.

Наиболее приемлемыми для выплавки жаропрочных хромоникелевых сталей является нейтральная футеровка в виде сухого набивного огнеупора на основе спеченного глинозема. Состав футеровки следующий:  $Al_2O_3$  – 83 %;  $MgO$  – 12 %;  $TiO_2$  – 1,6 %;  $SiO_2$  – 1,2 %;  $CaO$  – 0,4 %;  $Fe_2O_3$  – 0,2 %. Такая футеровка позволяет вести плавки в пределах температур 1510–1680 °С, обеспечивая достаточно высокий перегрев металла над температурой ликвидуса и предотвращая сильное окисление хрома, а также значительно меньшее насыщение расплава кислородом.

Загрузку шихты в печь необходимо проводить в следующей последовательности:

- на дно печи загружается стальной лом и возврат;
- затем загружают феррохром;
- далее загружают никель.

Такая последовательность загрузки обеспечивает более быстрое расплавление феррохрома, который начинает растворяться в уже расплавленной стали.

Ферромарганец и ферросилиций вводятся в печь после определения химического состава.

Температура перегрева жаропрочной стали 20Х25Н19С2Л должна составлять 1630–1650 °С, время выдержки – 20–30 минут. Такие значения обеспечивают для данной марки стали полную гомогенизацию расплава и получение равновесной структуры. При более низкой температуре для получения равновесной структуры необходим длительный период выдержки, который приведет к пересыщению расплава водородом.

3. Глубинное предварительное раскисление хромо-никелевых сталей при выплавке в индукционных печах необходимо проводить алюминием, погружая его при помощи штанги. Расход алюминия должен обеспечивать в расплаве его остаточную концентрацию в пределах 0,025–0,03 %. После раскисления проводится модифицирующая обработка порошкообразным препаратом на основе ниобия и утяжеляющей фракции. Этот материал в виде дисперсного порошка вводится в металлическом контейнере, его расход составляет 0,05–0,1 % от массы расплава.

Обработка расплава в печи мелкодисперсной присадкой и небольшая выдержка расплава с последующим перемешиванием в ковше при сливе обеспечивает получение гомогенной структуры и равномерное распределение частиц по объему. Эта операция обеспечивает формирование сотовой структуры аустенита при кристаллизации и уменьшение размеров зерна.

4. Окончательное раскисление и рафинирование металла производится при его сливе в ковш комплексной присадкой алюминия с барий-стронциевыми карбонатами. Расход алюминия составляет 0,1 %, карбонатов – 0,35–0,55 %.

Окончательная обработка позволяет улучшить технологические свойства стали, жидкотекучесть, уменьшить газосодержание. Температура слива металла из печи должна составлять ориентировочно 1610–1630 °С.

## **Заключение**

Результаты выполненной работы показали, что модифицирующая обработка жаропрочных хромоникелевых сталей аустенитного класса, а также ряда других марок стали, позволяет повысить как технологические, так и эксплуатационные свойства. При этом проведение такой обработки экономически обосновано и дает значительный эффект при ее применении. По результатам исследований выданы рекомендации по проведению модифицирующей обработки, позволяющие повысить ее эффективность.

## **Литература**

**1. Бергман, К.** Выбор инжекционного оборудования, отвечающего требованиям отдельных сталеплавильных заводов / К. Бергман // Инжекционная металлургия 83: сб. трудов конференции. – М.: Металлургия, 1986. – 391 с.

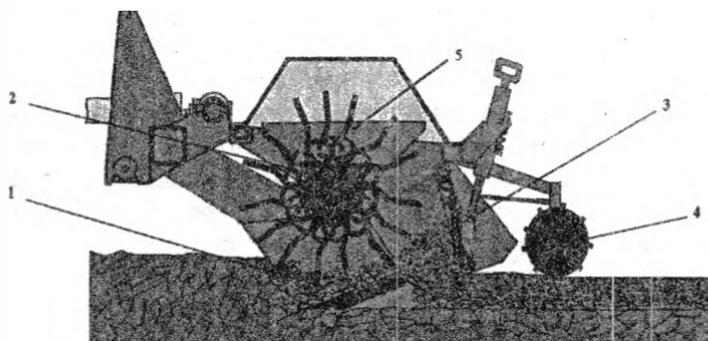
*УДК 621.791.927*

**К.Е. БЕЛЯВИН**, д-р техн. наук (БНТУ),  
**А.В. СОСНОВСКИЙ**, канд. техн. наук (ОИМ НАН Беларуси)

## **РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ПРИ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОМ ОПЛАВЛЕНИИ**

**Введение.** Для предпосевной обработки почвы используют роторные почвообрабатывающие машины (РПМ), задачей которых является измельчение крупных почвенных пластов. Работа РПМ происходит следующим образом (рисунок 1). Лемех 1 отделяет от массива пласт почвы на глубину, которая задается положением опорно-прикатывающего катка 4, и частично разрушает его. Одновременно активный ротор 2, шарнирно установленный над лемехом 1, пружинными зубьями 5 измельчает почву, перемешивает ее с растительными остатками и направляет на деку с амортизатором 3, отражаясь от которой, почва дополнительно измельчается и укладывается на дно борозды, а расположенный позади деки опорно-

прикатывающий каток 4 окончательно выравнивает и уплотняет верхний слой почвы. В результате прохода агрегата почва полностью готова к посеву сельскохозяйственных культур.



1 – лемех; 2 – активный ротор; 3 – дека с амортизатором;  
4 – опорно-прикатывающий каток; 5 – пружинные зубья  
Рисунок 1 – Технологическая схема работы РПМ

Основным рабочим элементом РПМ является пружинный зуб, который интенсивно изнашивается в процессе эксплуатации. Выход из строя пружинных зубьев РПМ происходит в результате интенсивного ударно-абразивного изнашивания рабочих поверхностей при контакте с почвой и камнями, при этом ресурс, как правило, меньше наработки одного полевого сезона (средняя наработка до предельного состояния и за один сезон соответственно составляют 7 и 14 га). Основной причиной износа рабочей поверхности зуба являются минеральные частицы кварца и гранита (HV 7–11 ГПа), составляющие примерно 36,6–70,8 % почвы. Затем по степени распространения идут полевой шпат, слюда и другие минералы (HV 6–7,2 ГПа). Помимо этого имеется засоренность пахотных полей республики крупными валунами около 15 %, средними и мелкими камнями 5–60 % и 25–30 % соответственно [1]. Интенсивность изнашивания определяется сочетанием удельного давления со стороны почвы и скорости скольжения ее частиц по поверхности зубьев, а также ударной нагрузкой, причем максимальный износ наблюдается по длине рабочей части пружинных зубьев и вызван микрорезанием под воздействием абразивного зерна и выкрашиванием в

результате ударов о камни. Из-за износа изменяются размеры и форма рабочей части пружинного зуба, утрачиваются функциональные качества.

Таким образом, повышение ресурса пружинных зубьев РПМ является одной из важных проблем современного сельскохозяйственного машиностроения и ремонтного производства. Задача состоит в том, чтобы пружинные зубья РПМ имели ресурс в 2–3 раза выше, по сравнению со стандартными изделиями. Решение этой научно-технической проблемы требует комплексного подхода на основе учета конструкторских, технологических, материаловедческих, триботехнических и эксплуатационных факторов. При этом необходимо рассмотреть различные способы упрочнения деталей, а также материалы для их изготовления.

При изготовлении пружинных зубьев РПМ используют, как правило, традиционные методы упрочняющей технологии (закалку и отпуск). Как показывает практика, интенсивность изнашивания таких деталей достигает 0,3 мм/км пути. Это свидетельствует о необходимости использования более эффективного метода повышения износостойкости рабочей части пружинного зуба РПМ.

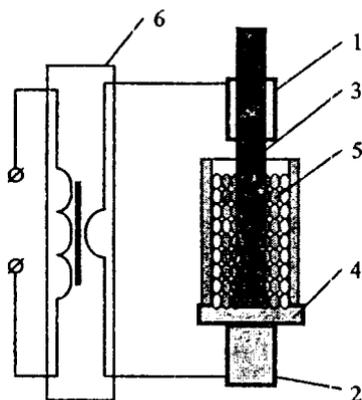
В результате научных исследований были проанализированы различные материалы и способы нанесения покрытий для повышения износостойкости пружинных зубьев РПМ. Установлено, что недостатками методов химико-термической обработки являются небольшая толщина упрочненного слоя, непрочная связь с базовым металлом, а также длительное термическое воздействие на материал детали. Покрытия, полученные различными способами напыления, обладают недостаточной прочностью сцепления (40–80 МПа) и экономически невыгодны для повышения износостойкости рабочих поверхностей пружинных зубьев РПМ. Также неприемлемо использование различных способов электродуговой наплавки на пружинные стали, поскольку это приводит к трещинообразованию в материале основы.

Из известных способов наплавки наиболее предпочтительным для повышения износостойкости пружинных зубьев РПМ является метод намораживания из расплава, в первую очередь, благодаря своей простоте, высокой прочности сцепления покрытия с основой (160–190 МПа) и возможности наплавки покрытия на детали стерж-

невого типа. При этом в качестве присадочного материала могут использоваться сплавы на железной и никелевой основе. Однако, несмотря на свои преимущества, данный способ имеет ряд недостатков: длительное время пребывания присадочного материала в расплавленном состоянии, требующее дополнительных энергозатрат; необходимость обеспечения разности температур расплава и наплавляемой детали порядка 300–500 °С, в результате чего в материале покрытия возникают остаточные напряжения II и III рода, снижающие физико-механические свойства покрытия и прочность его сцепления с основой.

Одним из перспективных методов повышения срока службы деталей стержневого типа является метод электроконтактного оплавления (ЭО), заключающийся в оплавлении порошкового материала на поверхности разогретой детали. При этом деталь разогревается путем прямого пропускания через нее электрического тока [2].

Для реализации данного способа была разработана технология наплавки покрытий на поверхность деталей с использованием машин контактной сварки. Данный технологический процесс осуществляется следующим образом (рисунок 2): между верхним 1 и нижним 2 электродами электроконтактной установки крепится упорочная деталь 3, при этом деталь помещена внутри емкости 4 с порошковой шихтой 5, находящейся напротив наплавляемой поверхности. С трансформатора электроконтактной установки 6 подается напряжение на электроды, в результате чего происходит разогрев детали до температуры выше температуры плавления порошка, но ниже температуры плавления материала детали. Частицы порошка, находящиеся вблизи поверхности детали, погруженной в емкость, оплавляются, образуя на ней покрытие заданной толщины. В качестве присадочного материала используются порошки на железной и никелевой основе, а также их смеси. Выбор этих материалов основан на том, что они имеют низкую температуру плавления (1040–1140 °С), а также позволяют получить покрытия, обладающие высокой твердостью (62–69 HRC).



1, 2 – электроды; 3 – заготовка; 4 – емкость; 5 – металлический порошок;  
6 – источник электрического тока

Рисунок 2 – Схема нанесения износостойких покрытий

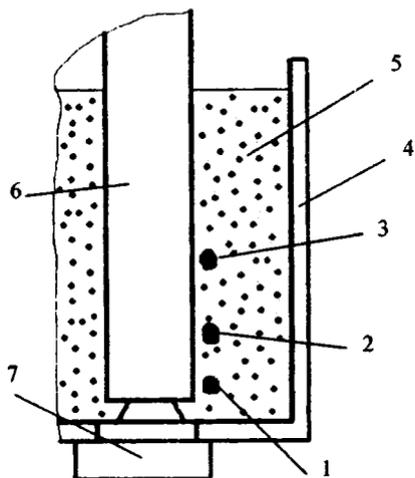
**Методика проведения исследований.** Для определения закономерности формирования покрытия методом ЭО необходимо было провести экспериментально-теоретические исследования, которые позволят разработать технологический процесс. В то же время особенностью предлагаемой технологии является то, что деталь разогревают путем пропускания через нее электрического тока с использованием установки для электроконтактной сварки. При этом распределение температуры по поверхности детали, разогреваемой электрическим током, происходит неравномерно, что, в свою очередь, приводит к неравномерному оплавлению присадочного материала. Данное обстоятельство может вызвать неравномерное распределение покрытия по поверхности заготовки, в связи с чем возникает необходимость дополнительной механической обработки, что представляет определенную трудность при обработке износостойких покрытий. Исходя из этого, возникла необходимость изучить распределение температуры по наплавляемой поверхности детали в процессе ее нагрева для последующего выбора оптимальных режимов.

С этой целью было разработано специальное оборудование и методика исследования. В качестве установки для проведения экспериментов использовалась электроконтактная машина МТ-2201, переоборудованная для непрерывного нагрева заготовок импульсным током.

Для измерения температуры на поверхности детали в процессе ее нагрева, а также температуры материала наплавляемого покрытия, использовали электроизмерительные преобразователи-термопары. В качестве термопар использовались хромель-алюмелевые термоэлектрические преобразователи ТХА с термоэлектродами диаметром 0,2 мм (ГОСТ 3047), для которых рабочий диапазон температур составляет 0–1300 °С.

Для преобразования электрического сигнала, устанавливающегося в цепи термопар, в конечное значение температуры и силы тока использовали систему контроля, состоящую из ПЭВМ, аналого-цифрового преобразователя ADC 100K/12–8/DAC/12, операционного усилителя АМР–8 и хромель-алюмелевых термоэлектрических преобразователей. Данная система позволяет определять температуру в порошковом слое с точностью до 5 % и отображать данную информацию в цифровом виде на ПЭВМ для ее дальнейшей обработки.

**Результаты проведенных исследований.** Исследования температурных полей в характерных точках порошковой шихты (рисунок 3) в процессе электроконтактного оплавления показали, что наибольшая величина температурного перепада в порошковом слое наблюдается между зонами у торца заготовки и ее серединой (рисунок 4) при температуре нагрева 400–700 °С и составляет 100–230 °С. В то же время при достижении температуры нагрева 1000–1150 °С наибольшая температура порошкового материала смещается ближе к центральной зоне, при этом перепад температур составляет 20–40 °С (рисунок 5). При движении фронта плавления температура постепенно выравнивается. Установлено, что степень неравномерности нагрева порошковой шихты вдоль оси заготовки тем больше, чем меньше время нагрева и больше сила тока. Распределение температуры в порошковой шихте в направлении перпендикулярном оси заготовки практически не меняется от режимов наплавки.



1, 2, 3 – расположение термопар; 4 – емкость; 5 – порошок;  
6 – заготовка; 7 – электрод

Рисунок 3 – Схема расположения термопар

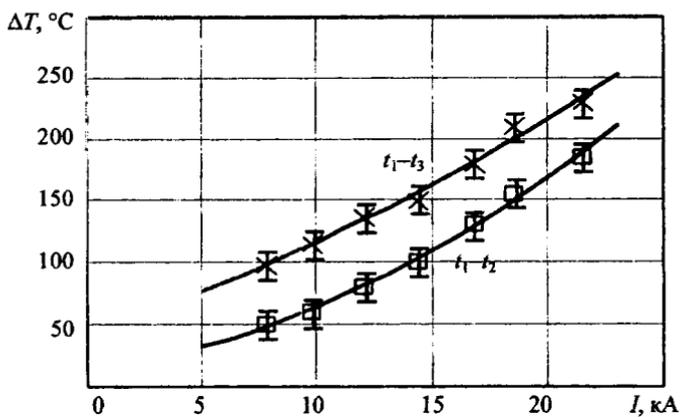


Рисунок 4 – Зависимость наибольшей разности температур ( $\Delta T$ ) в трех характерных точках (рисунок 3) порошковой шихты от силы тока ( $I$ ) при температуре нагрева 400–700 °C

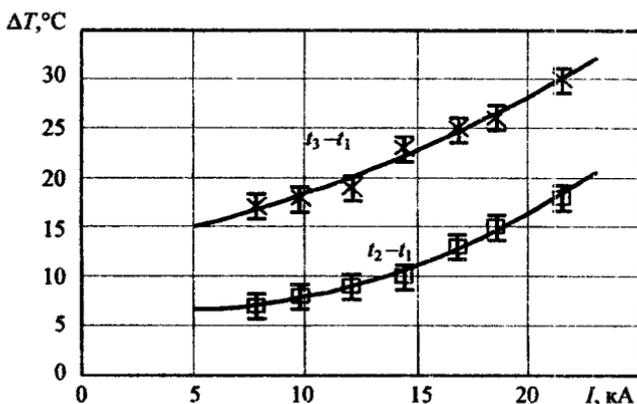


Рисунок 5 – Зависимость наибольшей разности температур ( $\Delta T$ ) в трех характерных точках (рисунок 3) порошковой шихты от силы тока ( $I$ ) при температуре нагрева 1000–1150 °С

### Выводы

В результате проведенных исследований получены закономерности распределения тепловых полей в порошковой шихте в процессе ЭО, позволяющие за счет корректировки технологических режимов наплавки (сила тока  $I$  и время его пропускания  $t$ ) обеспечить равномерное оплавление порошкового материала и, следовательно, формирование качественного покрытия.

### Литература

1. **Оплавление порошкового материала при теплообмене с деталью, нагреваемой электрическим током** / Ю.Н. Гафо [и др.] // Весці Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэх. навук. – 2002. – № 1. – С. 48–50.
2. **Белявин, К.Е.** Расчет допустимой прочности сцепления износостойких покрытий зубьев роторных почвообрабатывающих машин при соударении с камнем / К.Е. Белявин, А.В. Сосновский, О.А. Баран // Механика машин, механизмов и материалов. – 2010. – № 1. – С. 53–56.

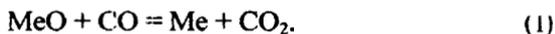
УДК 621.745.669.13

А.Г. СЛУЦКИЙ, канд. техн. наук,  
А.С. КАЛИНИЧЕНКО, д-р техн. наук,  
В.А. ШЕЙНЕРТ,  
А.В. ШУЛЬГА (БНТУ)

### ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ВОССТАНОВЛЕНИЯ МОЛИБДЕНА ПРИ ПОЛУЧЕНИИ ЛЕГИРУЮЩИХ ПРИСАДОК

В промышленных условиях металлы и лигатуры получают с использованием восстановительных процессов. В качестве восстановителей используются газы и твердые вещества, такие как углерод либо металлы.

В общем виде процесс восстановления газами (косвенное восстановление) протекает по следующей реакции:



Для обеспечения полного восстановления металла необходимо определенное количество CO, но при этом состав газовой смеси должен быть восстановительным. Условию полного косвенного восстановления соответствует выражение для константы реакции (1):

$$K_1 = \frac{\% \text{CO}_2}{\% \text{CO}} = \frac{1}{n_{\min} - 1}; \quad (2)$$

$$n_{\min} = 1 + \frac{1}{K_1}, \quad (3)$$

где  $n_{\min}$  – минимальное количество молей восстановителя CO.

Анализ данного условия показывает, что методом косвенного восстановления можно получать металлы из оксидов первой и второй групп. Для третьей группы (трудновосстановимые) невозможно

создать условия для получения равновесного состава газовой фазы, которая содержала бы 100 % CO.

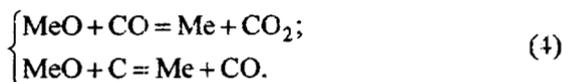
Были выполнены расчеты равновесного состава газовой фазы на примере косвенного восстановления никеля и молибдена при температуре 1873 К (таблица 1).

Таблица 1 – Расчеты равновесного состава газовой фазы на примере косвенного восстановления Ni и Mo

Восстановительная реакция	$\lg K = \frac{A}{T} + B$	$\lg K_1$	$K_1$	Количество восстановителя CO, %
$\text{NiO} + \text{CO} = \text{Ni} + \text{CO}_2$	$\lg K_1 = -\frac{2254}{T}$	0,7	5,01	16
$\text{MoO}_3 + 3\text{CO} = \text{Mo} + 3\text{CO}_2$	$\lg K_2 = -\frac{5364}{T} + 0,01$	-2,87	$1,5 \cdot 10^{-3}$	99,8

Анализ полученных результатов свидетельствует, что никель относится к первой группе металлов, а молибден – к третьей. Это означает, что для восстановления молибдена косвенным методом в системе требуется обеспечить практически 100 % CO. В реальных условиях такой состав газовой фазы создать невозможно.

В металлургии широко используется процесс восстановления металлов твердым углеродом, который протекает через газовую фазу по следующим реакциям:



Температура, при которой реакции (4) находятся в равновесии, имеет строго определенное значение. Она называется температурой начала восстановления металла из оксида твердым углеродом. Один из методов расчета основан на том, что температура начала восстановления металла соответствует температуре, при которой химическое сродство восстанавливаемого металла и углерода к кислороду одинаковы. На рисунке 1 представлены результаты термодинамических расчетов, выполненных по методике, приведенной в работе

[1]. Видно, что температура начала восстановления никеля составляет 700 К, а молибдена в несколько раз выше – 1800 К. Полученные расчетные данные согласуются с результатами по косвенному восстановлению молибдена.

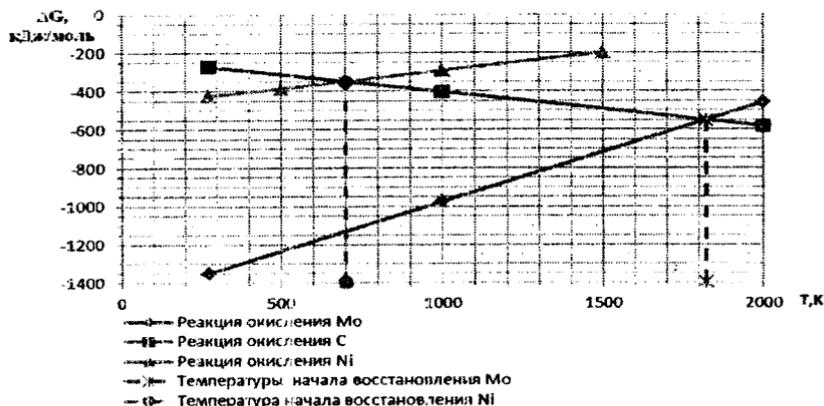


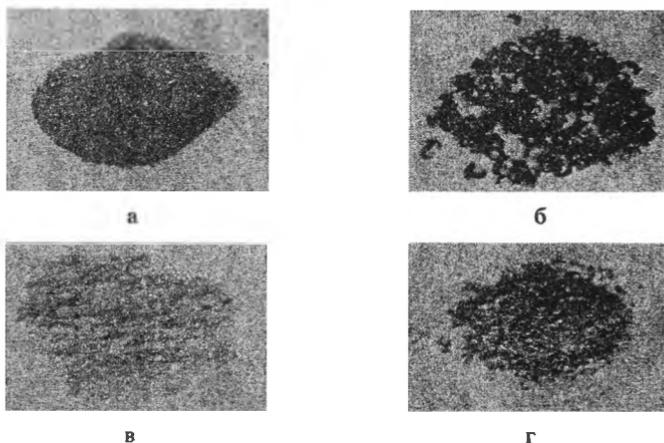
Рисунок 1 – Результаты расчета температуры начала восстановления молибдена и никеля твердым углеродом графическим методом

Одним из методов извлечения молибдена из соединения является металлотермическое восстановление. [2, 3]. В качестве восстановителей используются элементы, имеющие более высокое сродство к кислороду (алюминий, магний, кальций и др.). Процесс сопровождается выделением значительного количества тепла, за счет которого обеспечивается формирование слитка восстановленного металла либо сплава. Например, для успешного течения алюминотермического процесса без внешнего подогрева необходимо, чтобы приход тепла составлял не менее 2300 Дж/г смеси. Расчеты показали, что термичность восстановительной смеси на основе оксида молибдена высокая и составляет 4700 Дж/г. Это означает, что при проведении данного процесса не требуется внешнего подогрева смеси.

Таким образом, проведенный термодинамический анализ различных способов восстановления молибдена показал, что рациональной технологией получения лигатур на его основе является выпечная алюминотермия.

Эксперименты по алюмотермическому восстановлению молибдена проводили в лабораторных условиях по методике, описанной в работах [4, 5]. На первом этапе исследовали особенности восстановительной плавки лигатуры с использованием в составе смеси чистых компонентов (порошки оксида молибдена, алюминия, железа, оксида кальция). Установлено, что степень восстановления молибдена достаточно высокая и составляет 92–96 %, при этом реакция протекает активно без существенных выбросов за пределы тигля. Были получены образцы компактных слитков лигатуры с содержанием в них 50–55 % молибдена.

На следующем этапе отработывали технологию получения лигатуры с использованием в составе восстановительной смеси промышленных компонентов. Для этого на специальной лабораторной установке изготовили партию гранулированного алюминия (восстановителя). Взамен железного порошка использовали стальную стружку, просеянную на сите с размером ячейки 3 мм. С целью формирования жидкоподвижного шлака использовали известь в виде порошка. Концентрат молибденовый применяли аналогичный, как и в предыдущих опытах. На рисунке 2 приведены фотографии компонентов восстановительной смеси.



а – оксид молибдена; б – стальная стружка;  
в – оксид кальция; г – гранулированный алюминий

Рисунок 2 – Общий вид компонентов смеси

Рассчитанное количество компонентов загрузили в специальный ковш-реактор, который устанавливали под вентиляционным зонтом. Смесь поджигали специальным запалом и вели наблюдение за ходом процесса. Реакция восстановления протекала активно с незначительными выбросами за пределы ковша. После полного охлаждения тигель выбивали, а полученный слиток и шлак взвешивали. Расчеты показали, что металлургический выход по лигатуре составил 83 %, при этом в шлаке обнаружены металлические корольки. С целью интенсификации процесса в смеси увеличили количество извести до 12 %, что позволило получить более высокий металлургический выход – 94 %.

Для промышленных испытаний по разработанной технологии изготовили опытную партию молибденсодержащей лигатуры. Результаты показали, что степень восстановления молибдена достаточно высокая и составляет более 97 % (таблица 2).

Таблица 2 – Результаты плавки молибденсодержащей лигатуры

Лига-тура	Состав смеси, г				Количество лигатуры, г		Металлурги-ческий вы-ход, %	Ход про-цесса
	MoO <sub>3</sub>	Ст. стружка	Al гранули-рованный	CaO	расч.	факт.		
Fe-Mo 50-50 %	1200	700	700	400	1504	1460	97	Активно и стабильно

В качестве примера на рисунке 3 представлен общий вид полученной молибденсодержащей лигатуры.

Результаты химического анализа опытного образца лигатуры показали, что концентрация молибдена составляет 48–52 %. По разработанной технологии было изготовлено 250 кг лигатуры и поставлено на Солигорский литейный завод «УНИВЕРСАЛ-ЛИТ» для проведения испытаний. Опытные плавки стали 35ХМЛ проводились в дуговой электропечи емкостью 6 т с основной футеровкой. Расчетное количество лигатуры вводилось в состав металлозавалки с учетом доли легированного возврата. Всего было проведено десять плавок и изготовлено около 30 т отливок. Обобщенные результаты опытных плавок молибденсодержащей стали представлены на

рисунке 4. Установлено, что использование молибденсодержащей лигатуры, полученной по разработанной технологии, позволяет стабильно легировать сталь, при этом степень усвоения молибдена в зависимости от величины добавки лигатуры составляет 70–95 %.



Рисунок 3 – Общий вид полученной молибденсодержащей лигатуры

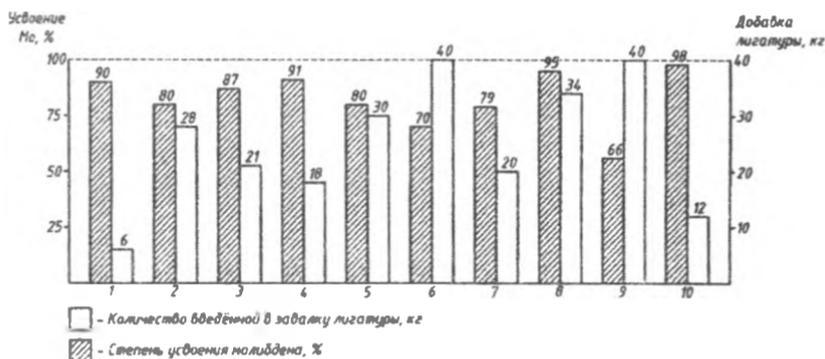


Рисунок 4 – Взаимосвязь величины добавки лигатуры и степени усвоения молибдена при выплавке сталей 35ХМЛ в дуговой печи

Таким образом, проведенные теоретические и экспериментальные исследования показали реальную возможность получать методом внепечной металлургии молибденсодержащую лигатуру. Ее применение при выплавке легированных сталей и чугунов для от-

ликов ответственного назначения позволяет отказаться от импорта ферросплавов.

### Литература

1. Казачков, Е.А. Расчеты по теории металлургических процессов / Е.А. Казачков. – М. : Металлургия, 1988. – 288 с.
2. Соколов, И.П. Введение в металлотермию / И.П. Соколов, Н.Л. Пономарев. – М. : Металлургия, 1990. – 134 с.: ил.
3. Дубровин, А.С. Металлотермия специальных сплавов / А.С. Дубровин. – Челябинск : Изд-во ЮУрГУ, 2002. – 254 с.
4. Исследование процесса получения литых заготовок из специального сплава / А.Г. Слуцкий [и др.] // Металлургия : Респ. межвед. сб. науч. тр. – Минск : БНТУ, 2011. – Вып. 33, ч. 1. – С. 125–131.
5. Исследование особенностей выплавки безжелезистых лигатур методом внепечной металлотермии / А.Г. Слуцкий [и др.] // Металлургия : Респ. межвед. сб. науч. тр. – Минск : БНТУ, 2009. – Вып. 32. – С. 55–62.

УДК 621.746

**И.В. РАФАЛЬСКИЙ**, канд. техн. наук,  
**Б.М. НЕМЕНЕНОК**, д-р техн. наук,  
**А.В. АРАБЕЙ**,  
**П.Е. ЛУЩИК**,  
**А.С. ПАНАСЮГИН**, канд. хим. наук (БНТУ)

### **МЕЖФАЗНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ КОМПОНЕНТОВ АЛОМОМАТРИЧНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ СИСТЕМ $Al-SiO_2$ И $Al-SiC$ , ПОЛУЧЕННЫХ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ГЕТЕРОФАЗНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ**

**Введение.** В последние десятилетия значительный научный и практический интерес исследователей связан с разработками методов получения материалов, которые основаны на упрочнении металлов и сплавов с низкой плотностью керамическими наполнителями, прежде всего, волокнами или дисперсными частицами карбида кремния, оксидов алюминия,

углерода. В результате упрочнения достигается значительное снижение плотности, коэффициента термического расширения и повышение физико-механических свойств: прочности, твердости, износостойкости, ударной вязкости [1, 2].

Использование алюминиевых сплавов в качестве металлической основы является предпочтительным ввиду их очевидных сравнительных преимуществ перед другими сплавами, включая низкую стоимость, высокие технологические и эксплуатационные свойства. Зачастую при производстве алюмоматричных композиций используются достаточно доступные материалы, имеющие относительно невысокую стоимость, а в ряде случаев являющиеся побочными продуктами различных технологических процессов. Большое внимание привлекают к себе композиционные материалы на основе алюминия, упрочненные оксидами и карбидами кремния.

Тем не менее, несмотря на преимущества алюмоматричных композиционных сплавов, упрочненных оксидами и карбидами кремния, перед традиционными алюминиевыми сплавами, их производство и применение в машиностроении еще весьма ограничено. В большинстве случаев стоимость изготовления алюмоматричных композиционных материалов (АКМ) является высокой, имеются определенные ограничения, связанные с необходимостью использования специального оборудования, дефектами структуры и др. До настоящего времени отсутствуют научно обоснованные рекомендации по разработке технологических процессов производства сплавов на основе систем  $Al-SiO_2$  и  $Al-SiC$ .

В соответствии с агрегатным состоянием металлической основы можно выделить следующие группы технологий получения композиционных материалов на основе алюминия [3]:

- твердофазные (включая методы порошковой металлургии);
- жидкофазные (включая методы жидкого прессования, вортекс-процесс, методы механического и электромагнитного замешивания, замешивания с подачей газовой среды, вакуумной и компрессионной пропитки, плазменной инъекции, центробежного литья, литье под низким и высоким давлением, лигатурный метод, в том числе метод легирования таблетками и порошковыми брикеттами);
- гетерофазные (жидко-твердофазные) технологии, в которых ввод упрочняющих частиц осуществляется в интервале кристалли-

зации сплавов, включая композиционное литье жидко-твердых суспензий (semi-solid процесс).

Наиболее технологичными и низкзатратными методами получения АКМ являются жидкофазные технологии. Получение алюмоматричных композиций жидкофазными методами возможно лишь при условии смачивания частиц упрочняющей фазы расплавом или применения дополнительных внешних воздействий (например, принудительного давления), обеспечивающего непрерывный физический контакт между фазами. Однако именно в этом и заключается основная проблема получения АКМ: большинство материалов, используемых в качестве наполнителя (в том числе оксиды и карбиды кремния), при обычных условиях не смачиваются расплавом алюминия.

В некоторых способах при получении АКМ для улучшения смачивания алюминиевым расплавом частиц при их вводе в расплав на частицы наносят специальные покрытия, применяют вакуумно-компрессионную пропитку, высокоскоростное замешивание частиц в расплав, однако эти способы технологически сложны и высокозатратны.

Как правило, используемые для получения АКМ доступные материалы с невысокой стоимостью, являющиеся побочными продуктами различных технологических процессов, содержат значительно количество примесей.

Группа неметаллических наполнителей является наиболее разнообразной по свойствам, при этом каждый компонент из этой группы может содержать различные примеси. Примеси могут играть роль ингибиторов, замедляющих или предотвращающих течение химической реакции, или катализаторов, ускоряющих взаимодействие компонентов. На поверхности вводимых в расплав наполнителей часто остаются пленки адсорбированных веществ, которые возникают, в основном, из-за взаимодействия с кислородом воздуха или с водяным паром. Дополнительными источниками образования пленок адсорбированных веществ могут явиться примеси, присутствующие в различных количествах при подготовительных операциях, например, масло или смазка, хлориды и сульфиды, пыль и другие постоянные вещества и продукты их взаимных реакций.

В настоящей работе были исследованы физико-химические процессы взаимодействия фаз компонентов алюмоматричных компози-

ционных сплавов на основе систем Al–SiO<sub>2</sub> и Al–SiC, полученных методом совмещения компонентов в гетерофазном (жидко-твердофазном) состоянии алюминиевой матрицы.

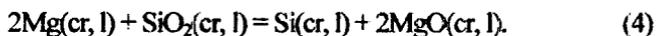
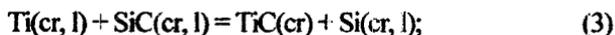
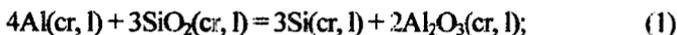
**Методика исследования.** Исходными материалами для получения АКМ являлись алюминий технической чистоты, оксид кремния (кварцевый песок), карбид кремния. Алюминиевую матрицу дополнительно легировали Ti (до 2 % масс.) и Mg (до 1 % масс.).

Химический состав композиционных сплавов определяли с использованием метода микрозондового анализа (рентгенофлуоресцентной спектроскопии) на сканирующем электронном микроскопе.

Металлографический анализ микроструктуры сплавов проводили на оптическом микроскопе при увеличении от 200 до 500 крат. Приготовление шлифов осуществлялось путем механической полировки с последующей обработкой образцов в 0,5 % водном растворе HF.

**Результаты и обсуждение.** Основное внимание акцентировано на исследовании физико-химических процессов межфазного взаимодействия компонентов алюмоматричных композиционных сплавов систем Al–SiO<sub>2</sub> и Al–SiC, полученных с использованием относительно недорогих материалов – формовочного кварцевого песка, а также отходов производства SiC, содержащих значительное количество сопутствующих примесей.

Термодинамический анализ реакций взаимодействия компонентов композиционных сплавов на основе Al, Mg, Ti с оксидом кремния SiO<sub>2</sub> и карбидом кремния SiC показывает возможность восстановления кремния в соответствии с уравнениями (рисунок 1):



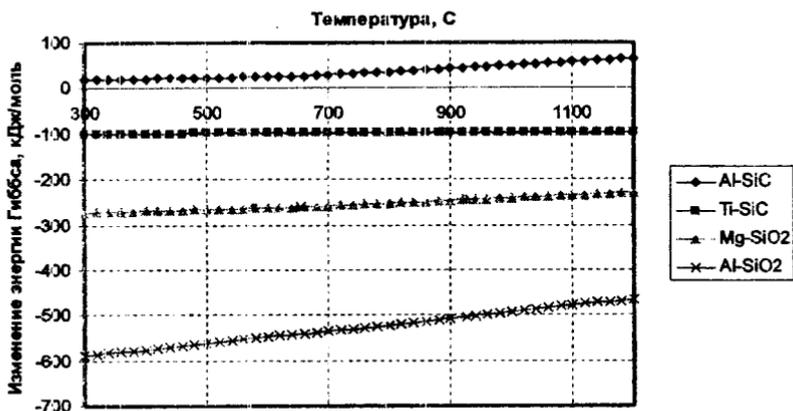


Рисунок 1 – Зависимости свободной энергии Гиббса восстановления кремния от температуры в системах Al-SiC, Ti-SiC, Mg-SiO<sub>2</sub> и Al-SiO<sub>2</sub>

В процессе получения АКМ в алюминиевом сплаве, находящемся в гетерофазном состоянии, частицы наполнителя распределены между первичными кристаллами твердой фазы металлической основы и отделены друг от друга жидкой фазой. После окончания замешивания наполнителя в расплав оставшаяся жидкая фаза затвердевает, что сопровождается изменениями объема. Поскольку в процессе фазового превращения частицы наполнителя оказываются стесненными металлической фазой, соответствующие равновесные значения объемного изменения компонентов композита не могут быть реализованы. Значительный вклад в остаточные напряжения также вносят термические напряжения, возникающие из-за различия в коэффициентах расширения фаз при охлаждении композита.

В работе была выполнена оценка термонапряженного состояния компонентов АКМ с использованием моделей равномерного распределения частиц наполнителя (SiO<sub>2</sub> и SiC) сферической формы в объеме алюминиевой матрицы. Моделирование термонапряженного состояния компонентов структуры АКМ на основе системы Al-SiO<sub>2</sub> и Al-SiC показало, что при равномерном распределении частиц в единичном объеме матричного расплава, после начала затвердевания на них оказывается повышенное давление, обусловленное термическим сжатием алюминиевой матрицы (рисунок 2), при этом с

уменьшением размера частиц величина контактных давлений существенно возрастает (рисунок 3). Такое термонапряженное состояние, очевидно, способствует процессам межфазного взаимодействия частиц наполнителя с алюминиевой матрицей.

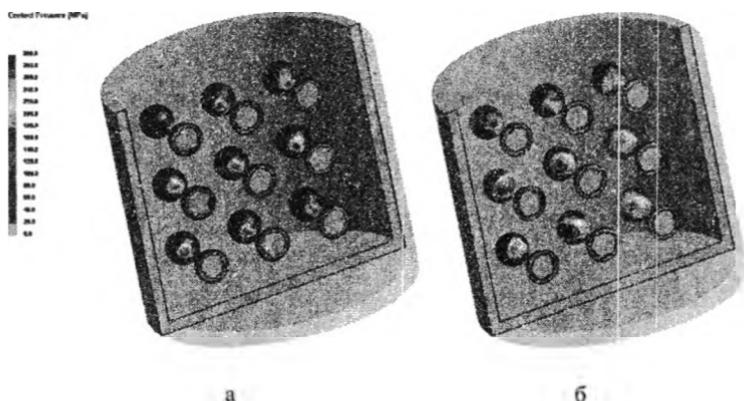


Рисунок 2 – Контактное давление на поверхности частиц SiC (а), SiO<sub>2</sub> (б), обусловленное термическим сжатием алюминиевой матрицы

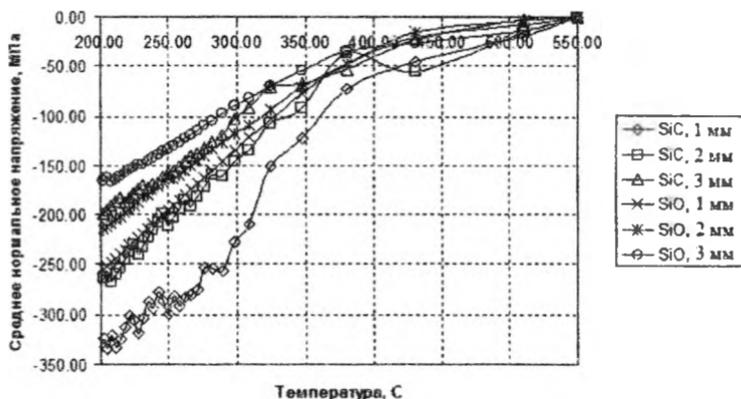


Рисунок 3 – Расчетные значения напряжений на границе раздела фаз «алюминий – оксид кремния» и «алюминий – карбид кремния» в зависимости от температуры и размера частиц наполнителя

В процессе замешивания неметаллических частиц упрочняющей фазы в расплав алюминия при получении АКМ с использованием гетерофазной (жидко-твердофазной) технологии в результате неизбежных температурных и концентрационных флуктуаций в объеме расплава возникают отдельные микрообласти полностью или частично затвердевшего матричного сплава, которые при дальнейшем перемешивании могут повторно расплавляться.

Особенности взаимодействия компонентов фаз наполнителя и матрицы АКМ исследованы на экспериментальных образцах, полученных после сплавления компонентов композиции (вводили наполнитель в количестве 10 % от массы алюминия), а также после последующего переплавления АКМ (до температуры 850 °С). АКМ на основе системы Al-SiO<sub>2</sub> получали из алюминия технической чистоты и кварцевого песка со средним размером фракции 0,2 мм (содержание кварца в песке не менее 98 %), а АКМ на основе системы Al-SiC – с использованием порошка карбида кремния со средним размером частиц от 10 до 150 мкм.

На рисунках 4, 5 представлены результаты рентгенофлуоресцентной спектроскопии полученных образцов АКМ на основе системы Al-SiO<sub>2</sub>.

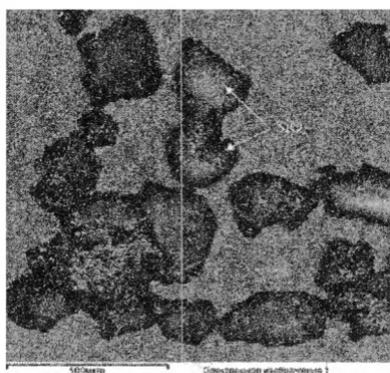


Рисунок 4 – Микрофотографии АКМ на основе системы Al-SiO<sub>2</sub>



Рисунок 5 – Микрофотографии АКМ на основе системы Al-SiO<sub>2</sub> после переплавления

Анализ полученных данных показал, что в процессе замешивания кварцосодержащего наполнителя в расплав алюминия компоненты АКМ между собой практически не взаимодействуют, однако после повторного переплавления АКМ оксид кремния активно вступает в химическую реакцию с алюминием, образуя частицы оксида алюминия и кремний. Оксид алюминия, полученный в результате реакции восстановления, является дополнительной упрочняющей фазой, содержание которой регулируется исходной концентрацией кварцосодержащих материалов и степени их восстановления алюминием.

В отличие от кварца, карбид кремния характеризуется высокой химической устойчивостью к расплаву алюминия, в том числе после переплавления АКМ. Следует отметить, что при переплавлении АКМ на основе системы Al-SiC наблюдается расслоение компонентов АКМ – частицы карбида кремния, не смачиваемые и не взаимодействующие с расплавом алюминия, постепенно осаждались или всплывали в расплаве алюминия. Для предотвращения расслоения компонентов АКМ на основе системы Al-SiC в расплав алюминия дополнительно вводили титан в количестве 1–2 % (масс.). Результаты рентгенофлуоресцентной спектроскопии показали, что после переплавления АКМ, матрица которого дополнительно легирована титаном, компоненты не расслаиваются, а частицы карбида кремния взаимодействуют с титаном с образованием на них тонких поперх-

ностных слоев толщиной около 1–10 мкм карбида титана  $TiC_x$  ( $x = 0,49–1,00$ ). Результаты рентгенофлуоресцентного анализа образцов АКМ на основе системы  $[Al-Ti]-SiC$  после переплавления представлены на рисунке 6 и в таблице 1.



Рисунок 6 – Микрофотографии АКМ на основе системы  $[Al-Ti]-SiC$ , полученной после переплавления

Таблица 1 – Точечный микрорентгеновский анализ структурных составляющих АКМ на основе системы  $[Al-Ti]-SiC$ , полученной после переплавления (в соответствии с рисунком 6)

Спектр	C	Al	Si	Ti	Fe
Спектр 1	14,83	6,45	3,91	74,59	0,22
Спектр 2	21,24	5,22	0,79	72,76	0,17
Спектр 3	37,85	0,25	61,9	0,00	0,00

Исследования, проведенные на образцах композиций на основе системы  $Al-SiO_2$ , полученных сплавлением алюминия с кварцевым песком (10 % от массы алюминия), дополнительно легированных магнием 1 % (масс.), показали, что после повторного переплавления в структуре АКМ, помимо частиц кремния и включений оксида алюминия, содержится значительное количество оксида магния.

Фазовый состав алюмоматричной композиции на основе системы [Al-Mg]-SiO<sub>2</sub> представлен на рисунке 7.



Рисунок 7 – Фазовый состав АКМ на основе системы [Al-Mg]-SiO<sub>2</sub>, полученной после переплавления

Присутствующие в кварцевом песке примеси (силикаты натрия, калия и др.) блокируют поверхность контакта оксидов кремния с металлической матрицей, препятствуя протеканию реакции восстановления кремния алюминием. Восстановление кремния алюминием в силикатах щелочных металлов не наблюдается. В то же время наличие магния в расплаве алюминия интенсифицирует процессы химического восстановления кварцосодержащих материалов даже по границам силикатных фаз.

Анализ полученных результатов показал, что химическая устойчивость кварцосодержащего наполнителя после его химической обработки является различной. Наибольшей химической устойчивостью к расплаву алюминия обладают частицы кварцевого песка, обработанного водным раствором хлорида натрия. Даже повторное переплавление алюмоматричной композиции, полученной с использованием обработанного водным раствором хлорида натрия кварцевого песка, не приводит к химическому взаимодействию компонентов АКМ.

С использованием методов математического планирования были проведены исследования и предложены технологические решения синтеза силуминов из алюмоматричных композиций с использова-

нием вторичного металлосырья, кварцевого песка и отходов кристаллического кремния, обеспечивающие возможность получения литейных сплавов и лигатур системы Al-Si с высоким содержанием кремния.

Для получения высококремнистых силуминов из АКМ использовали лом и отходы алюминия первой группы и наполнители, содержащие формовочный кварцевый песок марки 2K<sub>2</sub>O<sub>2</sub>O<sub>3</sub> в количестве 20–30 % (от массы алюминия) и отходы кристаллического кремния в виде порошка с размером фракции 0,3–1 мм в количестве 10–15 % (от массы алюминия). Переплавы алюмоматричных композиций осуществляли при температуре 800–850 °С.

В результате проведенных исследований было установлено, что в образцах сплавов, полученных из АКМ на основе кварцевого песка и отходов кремния, введенных совместно и отдельно в расплавы алюминия, содержание кремния в синтетических сплавах составило, соответственно, 19,6 ± 0,53 % и 26,2 ± 1,1 % (мас.). При синтезе сплавов с использованием кварцевого песка, введенного последовательно, в две стадии, были получены заэвтектические силумины с содержанием кремния до 25,9 ± 1,3 % (мас.).

Полученные уравнения регрессии для расчета содержания кремния в сплаве, полученном из АКМ, представлены ниже:

– с использованием кварцевого песка ( $x_1$ ) и отходов кремния ( $x_2^K$ ), введенных совместно:

$$y = -5,925 + 0,915 \cdot x_1 + 1,1 \cdot x_2^K - 0,044 \cdot x_1 \cdot x_2^K; \quad (5)$$

– с использованием кварцевого песка ( $x_1$ ) и отходов кремния ( $x_2^K$ ), введенных отдельно:

$$y = 3,4625 + 0,1775 \cdot x_1 + 1,115 \cdot x_2^K; \quad (6)$$

– с использованием кварцевого песка, введенного последовательно, в две стадии ( $x_1$ ,  $x_2^{\text{II}}$  – содержание песка, введенного на первой и второй стадиях):

$$y = -42,1995 + 2,2631 \cdot x_1 + 1,7979 \cdot x_2'' - 0,06052 \cdot x_1 \cdot x_2'' . \quad (7)$$

Полученные уравнения регрессии по зависимости содержания кремния в сплаве, синтезированном из алюмоматричных композиций, от содержания в ней  $\text{SiO}_2$  позволили получить при 800–850 °С максимальный выход кремния в синтезированном сплаве на уровне 25–26 % при использовании до 30 % кварцевого песка и до 15 % отходов кристаллического кремния.

## Выводы

Технология совмещения компонентов алюмоматричных композиционных материалов в гетерофазном (жидко-твердофазном) состоянии металлической матрицы обеспечивает возможность получения композиций на основе систем Al-SiO<sub>2</sub> и Al-SiC с заданной структурой, фазовый состав которых включает исходные упрочняющие фазы SiO<sub>2</sub> и SiC, а также упрочняющие фазы, полученные в результате взаимодействия компонентов АКМ Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, MgO и TiC<sub>x</sub>. Обработка кварцсодержащих наполнителей водными растворами хлорида натрия и легирование алюминия титаном и магнием обеспечивают возможность эффективного управления процессами физико-химического взаимодействия компонентов композиционного сплава на основе систем Al-SiO<sub>2</sub> и Al-SiC.

## Литература

1. **Композиционные материалы.** Поверхности раздела в металлических композитах: в 8 т. / пер. с англ. под ред.: Л. Браутмана, Р. Крока. – М.: Мир, 1978. – Т 1. – 438 с.
2. **Sobczak, N.** The mystery of molten metal / N. Sobczak, Sobczak J., Asthana R., Purgert R. // The 69th WFC Paper. – 2010. – P. 425–437.
3. **Рафальский, И.В.** Получение литейных композиционных материалов из алюминиевых сплавов в гетерофазном состоянии с дисперсными наполнителями / И.В. Рафальский // Литье и металлургия. – 2011. – № 3. – С. 26–31.

**И.В. РАФАЛЬСКИЙ**, канд. техн. наук,  
**И.В. МОРОЗОВ**,  
**А.В. АРАБЕЙ** (БНТУ)

## **ЭКСПРЕССНЫЙ КОНТРОЛЬ СОДЕРЖАНИЯ КРЕМНИЯ В СПЛАВАХ СИСТЕМЫ Al-Si С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТОДОВ МЕТРИЧЕСКОЙ КЛАССИФИКАЦИИ**

Эффективность литейно-металлургического производства определяется себестоимостью и качеством выпускаемой продукции, обусловленных стоимостными показателями и структурой затрат, применяемыми технологиями, с должным обеспечением контроля на всех этапах процесса. Несмотря на значительные успехи, достигнутые в области разработки методов и аппаратных средств контроля качества литых изделий, проблема обеспечения оперативного контроля и управления качеством литейной продукции остается весьма актуальной.

Важнейшим элементом в технологической цепи контроля качества продукции металлургических и машиностроительных предприятий является обеспечение контроля и управления составом и свойствами сплавов, при этом исключительно важным является решение задачи формализованного описания и идентификации математических моделей, описывающих свойства сплавов в процессе плавки.

В работе проведен анализ проблемы формализованного описания экспериментальных температурно-временных зависимостей (термограмм) силуминов, полученных с использованием метода термического анализа, а также существующих математических методов классификации и принятия решений для обеспечения экспрессного контроля содержания кремния в сплавах системы Al-Si с использованием данных термического анализа (ТА) пробы расплава.

Термический анализ является одним из основных методов получения данных о свойствах литейных сплавов. Научные работы в области термического анализа, посвященные изучению диаграмм состояния сплавов и зависимостей между их свойствами и соста-

вом, позволили впервые осуществить систематическое исследование сплавов. Являясь высокочувствительным методом измерения теплофизических характеристик, ТА широко используется не только в научных целях, но и для решения практических задач экспрессного контроля качества сплавов. С появлением прецизионных микропроцессорных средств сбора и обработки данных ТА появилась возможность записывать и анализировать кривые охлаждения в режиме реального времени с высокой точностью, что привело к росту практического их применения в последние годы за рубежом.

В настоящее время ТА достаточно широко используется как средство контроля процессов выплавки и обработки сплавов, особенно на крупных производствах, которые используют автоматические заливочные линии, что требует постоянного и строгого контроля в режиме реального времени. Термический анализ обеспечивает возможность быстрого и точного экспресс-анализа чугуна, стали и цветных сплавов, проводимого непосредственно на рабочей площадке плавильных агрегатов, в том числе позволяет определять углеродный эквивалент (CE, %), содержание углерода (C, %) и кремния (Si, %) в чугунах, эффективность модифицирования и инокуляции, углеродный эквивалент и степень раскисления стали, степень измельчения зерна, характеристики микроструктуры модифицирования алюминиевых сплавов и другие свойства сплавов. ТА широко используют для определения температур начала и окончания кристаллизации сплава при затвердевании жидкой фазы, определения объемной доли твердой фазы в интервале кристаллизации сплава, оценки риска образования макро- и микропористости в отливках и слитках.

Необходимо отметить, что практическое применение ТА в задачах контроля состава и свойств сплавов связано со сложностью формализованного описания и интерпретации кривых охлаждения. Методы формализованного описания свойств сплавов с использованием данных ТА основаны на результатах математической обработки кривой охлаждения (зависимости «температура–время») с выявлением на ней характерных точек, соответствующих протекающим фазовым превращениям, и построении математических моделей, описывающих состав и свойства сплавов.

Одной из наиболее сложных проблем, затрудняющей интерпретацию и формализованное описание кривых охлаждения сплавов,

является изменчивость формы кривых охлаждения в зависимости от фазового состава сплава и интенсивности выделения теплоты кристаллизации для каждого момента времени затвердевания сплава. Отклонения кривых охлаждения от экспоненциальной зависимости могут носить сложный характер, поэтому параметры кривых охлаждения (критических точек) крайне трудно поддаются определенной классификации или систематизации с точки зрения формирования строго упорядоченных массивов данных для описания кривой охлаждения сплава.

Важно учитывать при этом, что математические модели, полученные с использованием методов регрессионного анализа, ограничены конкретными диапазонами входных параметров, например, концентраций компонентов. Это приводит к тому, что контроль состава и свойств сплавов, получаемых в процессе плавки, устанавливается строго в соответствии с марками или типами сплавов. Оценки выходных параметров модели являются корректными только в том случае, если входные параметры математической модели соответствуют установленным ограничениям на модель. В реальных же технологических процессах параметры процесса (и зависимые от них входные параметры модели, например, параметры кривых охлаждения сплавов) могут изменяться в очень широких диапазонах, выходящих за рамки модельных ограничений.

Регрессионные модели для оценки содержания кремния в силименах с использованием в качестве входных параметров модели температур начала и окончания кристаллизации сплава ограничены областями, верхней или нижней границей которых является эвтектическая точка. В том случае, если в процессе плавки концентрация основного легирующего элемента (кремния) окажется больше (для доэвтектических сплавов) или меньше (для заэвтектических сплавов), чем эвтектическая, результат оценки состава сплава может оказаться неверным (рисунок 1). Это объясняется тем, что одно и то же значение температуры ликвидус в интервале температур 577–660 °С может соответствовать как доэвтектическому, так и заэвтектическому сплаву (например, для сплавов Al–1,8 % Si и Al–18 % Si температура ликвидус составляет около 650 °С).

В настоящее время для решения проблем идентификации объектов и систем со сложным поведением параметров широко привле-

кают математические методы и модели классификации, из которых наиболее известными являются байесовская стратегия принятия решений, метод  $k$ -ближайших соседей, метод сравнения с эталоном по минимуму расстояний, метод сравнения с эталоном по максимуму функции корреляции и другие [1].

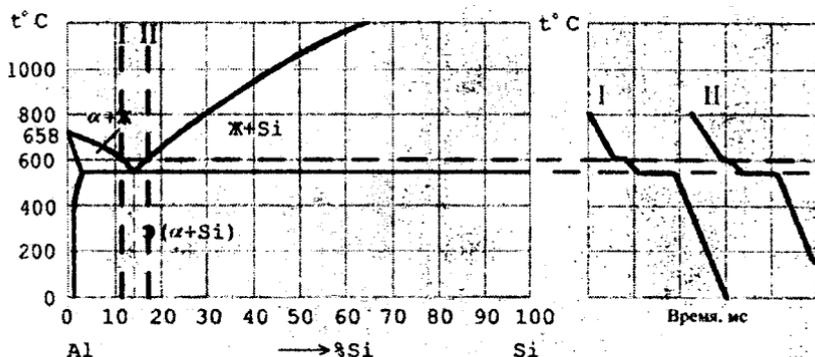


Рисунок 1 – Связь диаграммы состояния системы Al–Si с температурно-временными зависимостями (кривыми охлаждения) двухкомпонентных сплавов доэвтектического (I) и заэвтектического (II) типов, полученными при термическом анализе пробы расплава

В настоящей работе рассматриваются методологические аспекты построения автоматизированной системы экспрессного контроля содержания кремния в широком диапазоне концентраций в сплавах системы Al–Si на основе данных термического анализа с использованием математических методов метрической классификации.

Разработанный метод основан на вычислении вероятности принадлежности объекта  $Z$  к заданному классу  $L$  на основе функции:

$$P(Z \in L) = 1 - e^{\ln(0,5) \cdot G_L / G_1}, \quad (1)$$

где  $G_1$ ,  $G_L$  – статистические оценки отклонений значений признака от среднего значения по классу.

Статистические оценки отклонений значений признака от среднего значения по классу могут быть получены на основе метода наименьших квадратов:

$$G_L(X_j) = \sum_{i=1}^n (x_{ij} - \bar{x}_i^L)^2, \quad (2)$$

где  $L$  – номер класса ( $L = 1, 2, \dots$ );  $j$  – номер объекта контроля;  $i$  – номер информативного признака;  $n$  – количество информативных признаков в выбранной совокупности;  $\bar{x}_i^L$  – оценка математического ожидания  $i$ -го признака для объектов класса с номером  $L$ .

Также могут быть использованы функции, построенные на оценках наименьших расстояний от объекта контроля до «эталонных объектов» в пространствах, подлежащих контролю признаков:

$$G_L(X_j) = \sqrt{\sum_{i=1}^n (x_{ij} - \bar{x}_i^L)^2}. \quad (3)$$

В качестве «эталонного объекта» используется вектор средних значений по признакам для каждого класса.

В случае если контролируемые параметры существенно отличаются по характеристикам рассеивания (разброса) измеряемых величин, более целесообразным является использование нормированных оценок отклонений признака от среднего значения по величине дисперсии:

$$G_L(X_j) = \sum_{i=1}^n [(x_{ij} - \bar{x}_i^L)^2 / (S_i^L)^2], \quad (4)$$

где  $S_i^L$  – дисперсия  $i$ -го признака для объектов класса с номером  $L$ .

Для реализации методов автоматизированной классификации сплавов системы Al–Si по признаку принадлежности к группе доэвтектических или заэвтектических сплавов на основе экспериментальных данных термического анализа в работе построена диаграмма распределения сплавов в двухмерном пространстве контролируемых признаков. В качестве разделяющих признаков использованы температура ликвидуса сплава и массовая доля твердой фазы, выделившейся до начала эвтектической кристаллизации.

Расчет массовой доли твердой фазы, выделяющейся при кристаллизации сплава, осуществляли на основе уравнения теплового

баланса системы «расплав–форма» с учетом выделения скрытой теплоты кристаллизации [2]:

$$\frac{dQ_L}{dt} - mc \frac{dT}{dt} = \alpha F(T - T_0), \quad (5)$$

где  $m$  – масса сплава, кг;  $\alpha$  – коэффициент теплопередачи, Дж/(м<sup>2</sup>·К·с);  $F$  – площадь поверхности образца, м<sup>2</sup>;  $T_c$  – температура окружающей среды, К;  $Q_L$  – общее количество скрытой теплоты затвердевания, Дж;  $c$  – удельная теплоемкость сплава, Дж/(кг·К).

Анализ участков с нулевым выделением скрытой теплоты кристаллизации (выше температуры ликвидус и ниже температуры солидус) проводился на основе уравнения теплового баланса (5) без учета выделения скрытой теплоты кристаллизации:

$$- mc \frac{dT}{dt} = \alpha F(T - T_0). \quad (6)$$

Зависимость выделяющейся массовой доли твердой фазы в расплаве от времени ( $f(t) = m_s(t)/m$ ) рассчитывали по уравнению:

$$f_S(t) = \frac{\int_L^t \theta(t) dt}{\psi}, \quad (7)$$

$$\theta(t) = \xi \Delta T(t) + \frac{dT}{dt}, \quad (8)$$

$$\xi = \frac{\alpha F}{cm}, \quad \psi = \frac{q}{c}, \quad \Delta T(t) = T(t) - T_0, \quad (9)$$

где  $q$  – удельная теплота кристаллизации сплава, Дж/кг.

Значения параметра  $\xi$  рассчитывали для однофазных участков кривой охлаждения сплава для моментов времени начала ( $t = t_L$ ) и конца затвердевания ( $t = t_S$ ) пробы расплава:

$$\xi = -\frac{\Delta T(t)}{dT/dt}, \quad (10)$$

Параметр  $\psi$  определяли из соотношений (9) с учетом того, что  $\varphi(t) = 1$  для момента времени  $t = t_L (m = m_S)$ .

Для проведения термического анализа использовали сплавы системы Al-Si с содержанием кремния до 25 % (масс.), полученные сплавлением алюминия марки А97 и кремния кристаллического Кр0 в печи сопротивления типа СНОЛ в графитовых тиглях. В качестве датчиков температуры использовали хромель-алюмелевые термопары, сигнал с которых передавался на микропроцессорное устройство на базе микроконвертора серии ADuC834/ADuC836 (рисунок 2).



Рисунок 2 – Внешний вид микропроцессорных средств для сбора данных методом термического анализа

Выборка кривых охлаждения исследованных сплавов с различным содержанием кремния представлена на рисунке 3.

В результате обработки данных термического анализа определяли объемную долю твердой фазы  $f_S$  и температуру ликвидус  $T_L$ . На основе полученных данных построена диаграмма классификации доэвтектических и заэвтектических силуминов, представленная на рисунке 4.

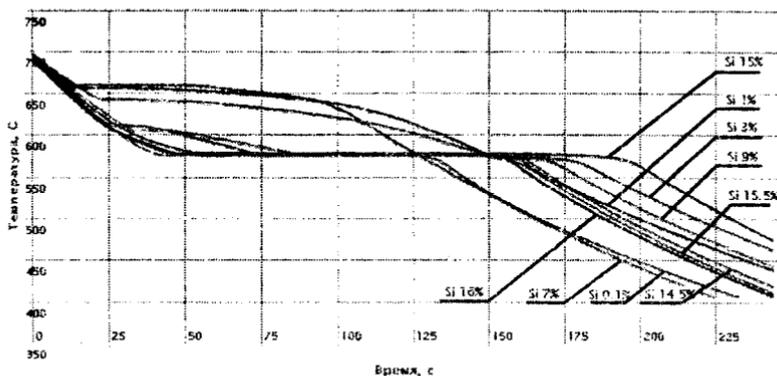
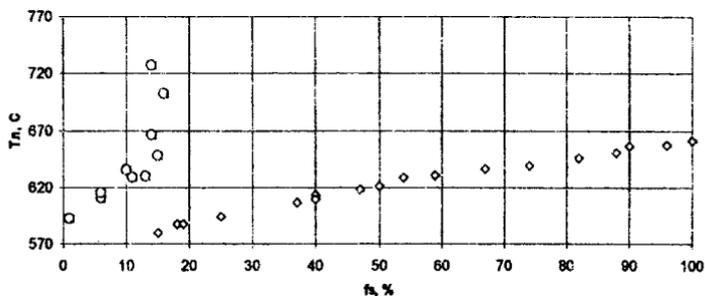


Рисунок 3 – Экспериментальные кривые охлаждения Al-Si сплавов с различным содержанием кремния



○ – заэвтектические сплавы; ◇ – доэвтектические сплавы

Рисунок 4 – Диаграмма распределения сплавов системы Al-Si

Диаграммы распределения вероятности принадлежности сплавов системы Al-Si к группе доэвтектических и заэвтектических сплавов, рассчитанной на основе метрических оценок (1)–(4), представлены на рисунке 5.

Анализ диаграмм распределения вероятности принадлежности сплавов системы Al-Si к группе доэвтектических и заэвтектических сплавов на основе метрических оценок (рисунок 5) показал, что для тех областей пространств признаков, которые являются наиболее удаленными от «эталонных точек» со средними значениями признаков по классу, наблюдаются отдельные ошибки классификации. Это объясняется тем, что полученные экспериментальные данные

характеризуются функцией распределения объектов, близкой к линейному закону (коэффициент линейной парной корреляции для доэвтектических сплавов составляет 0,99).

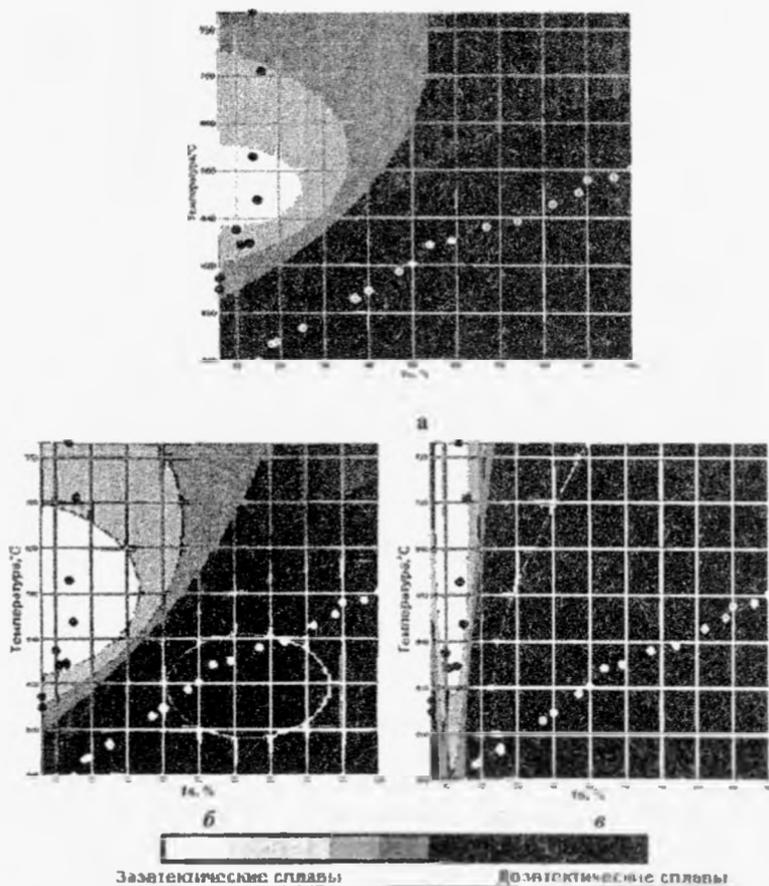


Рисунок 5 – Диаграммы распределения вероятности принадлежности сплавов системы Al–Si к группе доэвтектических и заэвтектических сплавов на основе метрических оценок, полученных: (а) – методом сравнения с эталоном по минимуму расстояний; (б) – методом наименьших квадратов; (в) – методом оценок отклонений признака от среднего значения, нормированных по величине дисперсии

В связи с этим в работе предложен метод классификации сплавов с использованием метрических оценок, представляющих наименьшие расстояния от объекта контроля до базовой линии (линии регрессии), рассчитанной методом наименьших квадратов для объектов заданного класса:

$$G_L(X_j) = \frac{\prod_{i=1}^n |x_{ij} - \hat{x}_i^L|}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_{ij} - \hat{x}_i^L)^2}}, \quad (11)$$

где  $\hat{x}_i$  – расчетное значение  $i$ -го признака, соответствующего базовой линии для объектов класса с номером  $L$ ;  $n$  – число признаков, используемых для идентификации объектов в двухмерном пространстве ( $n = 2$ ).

С использованием модели (11) была построена диаграмма распределения вероятности принадлежности сплавов системы Al–Si к группе доэвтектических и заэвтектических сплавов, с учетом линейного распределения объектов (рисунок 6).

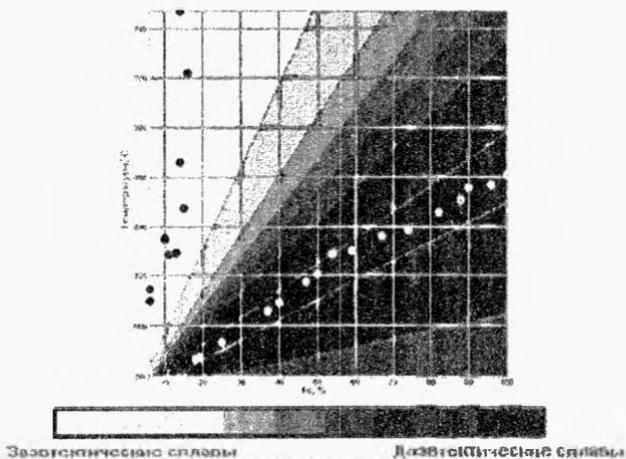


Рисунок 6 – Диаграмма распределения вероятности принадлежности сплавов системы Al–Si к группе доэвтектических и заэвтектических сплавов на основе метрических оценок, полученных методом расчета наименьших расстояний от объекта контроля до базовой линии (линии регрессии)

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных данных показал, что использованный метод метрической классификации позволяет проводить идентификацию сплава системы Al-Si и принятие решения о его принадлежности к группе доэвтектических или заэвтектических сплавов в автоматизированном режиме с использованием аппаратно-программных средств обработки данных при наименьшем числе ошибок (для исследованной выборки число ошибок классификации равно нулю).

После классификации сплава (определения принадлежности к группе доэвтектических или заэвтектических сплавов) расчет содержания кремния ( $Y_{Si}$ ) в сплаве осуществляется с использованием математических моделей, построенных с помощью методов регрессионного анализа. Расчетное содержание кремния в доэвтектических сплавах определяется из уравнения регрессии:

$$Y_{Si} = 1668,59 - 7,876938X + 1,26464 \cdot 10^{-2}X^2 - 6,88159 \cdot 10^{-6}X^3, \quad (12)$$

где  $X$  – температура ликвидус, °C.

Расчетное содержание кремния в заэвтектических сплавах определяется из уравнения регрессии:

$$Y_{Si} = 51,05 - 0,173478X + 1,88745 \cdot 10^{-4}X^2. \quad (13)$$

Таким образом, представленные модели метрической классификации доэвтектических и заэвтектических силуминов обеспечивают возможность автоматизированного экспресс-контроля содержания кремния в широких диапазонах его концентраций в доэвтектических и заэвтектических сплавах в процессе плавки с использованием данных термического анализа пробы расплава.

## Литература

1. Татур, М.М. Классификаторы в системах распознавания: прикладные аспекты синтеза и анализа / М.М.Татур, Д.Н.Одинец. – Минск : Бестпринт, 2008. – 165 с.
2. Рафальский, И.В. Применение компьютерного термического анализа для моделирования процесса затвердевания отливок из

УДК 621.74.669.715

**Л.В. ТРИБУШЕВСКИЙ,**  
**В.Л. ТРИБУШЕВСКИЙ,** канд. техн. наук,  
**Б.М. НЕМЕНЕНОК,** д-р техн. наук,  
**Г.А. РУМЯНЦЕВА,** канд. техн. наук (БНТУ)

### **К ВОПРОСУ ВЫБОРА ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПЛАВКИ АЛЮМИНИЕВОЙ СТРУЖКИ**

Современный этап развития машиностроения характеризуется увеличением объема производства отливок из алюминиевых сплавов, которые все чаще заменяют отливки из чугуна и стали. В связи с этим существенно увеличивается количество отходов из сплавов на основе алюминия. При механической обработке отливок, изготовленных литьем в кокиль, масса стружки может достигать 50 % от массы отливки [1], и поэтому во всем мире большое внимание уделяется вопросам переработки и дальнейшего использования стружки алюминиевых сплавов. На сегодняшний день нет универсального оборудования, которое позволяло бы оптимально перерабатывать разные виды сырья [2]. Алюминиевая стружка, как шихтовый материал, обладает рядом особенностей, которые необходимо учитывать при ее переплаве. Прежде всего, это материал с высокой удельной поверхностью на единицу массы, который легко окисляется и способен образовывать на поверхности легкую оксидную пленку с высокими физико-механическими свойствами [3]. Переплав такой шихты возможен различными способами, каждый из которых имеет свои отличительные особенности. Установка соответствующего плавильного оборудования имеет решающее значение для рентабельности производства. Однако при любом способе переплава стружки необходимо обеспечивать ее максимально быстрое замешивание в расплав. Последнее достигается за счет использования индукционных тигельных печей, отражательных пламенных печей ванного типа с цилиндрическими электромагнитны-

ми насосами (ЭМН) или центробежными насосами различной конструкции, а также роторных наклонных печей.

Несмотря на ряд достоинств индукционной плавки (отсутствие локального перегрева металла, незначительный угар компонентов сплава, гомогенность химического состава, относительная стабильность свойств сплава, легкость и широкий диапазон регулирования мощности), готовый расплав содержит значительное количество неметаллических включений и газов (преимущественно водорода). Удаление их связано с необходимостью рафинирования расплава, что удорожает процесс и, как правило, ухудшает санитарно-гигиенические условия труда [4].

В обычных индукционных тигельных печах схема движения металла подобна «двойному тору», где металл из центра печи нагнетается вверх к поверхности и течет вниз вдоль стенок тигля [2, 4]. В результате по внутреннему периметру центральной части тигля образуется застойная зона, которая способствует осаждению оксидных и других неметаллических включений, способствующих образованию наростов и уменьшению рабочего объема тигля [4, 5]. Современные индукционные тигельные печи средней частоты имеют одноконтурное движение металла от его поверхности вниз к днищу, а затем вверх к поверхности вдоль стенок тигля. Таким образом, металлическая стружка быстро погружается в расплав и растворяется в нем, обеспечивая высокий показатель металлургического выхода.

Переплав рекомендуется проводить с использованием «болота» в объеме 10–15 % от массы плавки. При температуре «болота» 750–780 °С в печь загружается стружка (порциями, по мере расплавления). После загрузки и расплавления всей стружки температура расплава доводится до 760–780 °С и металл переливается в ковш, где подвергается флюсовой обработке.

Переплав алюминиевой стружки в традиционных плавильных агрегатах ванного типа по технологии плавки кусковой шихты снижает производительность плавки и металлургический выход с угаром стружки до 30–50 % [2]. Во время плавки стружка долго лежит на поверхности и окисляется. Некоторые предприятия используют переплав брикетированной алюминиевой стружки в газопламенных отражательных печах. Однако такая технология наряду с загрязне-

ниями расплава неметаллическими включениями (оксидами) приводит к значительному снижению металлургического выхода, производительности плавильного агрегата и увеличению трудоемкости процесса.

В последнее время для повышения степени усвоения стружки расплавом на некоторых предприятиях к классической газовой печи стали подключать цилиндрические электромагнитные насосы (ЭМН). Ввод стружки в расплав при помощи ЭМН практически полностью исключает ее возгорание и делает переплав очень эффективным с металлургическим выходом 97–98 % [2]. Постоянное перемешивание расплава позволяет более интенсивно переносить тепло от нагреваемой поверхности ванны к удаленным частям. При этом падает температура поверхности ванны, что позволяет существенно сократить окисление расплава и уменьшить налипание оксидов шлака на футеровку и вступление с ней в реакцию. По данным авторов работы [6] использование электромагнитного насоса сокращает цикл плавки на 16 % за счет более равномерного перемешивания расплава по объему ванны.

Кратковременный опыт эксплуатации газовой печи с ЭМН в условиях НПФ «Металлон» выявил существенные недостатки такой технологии при переплаве алюминиевой стружки.

Во-первых, газовая печь, оснащенная ЭМН, должна работать при более высокой температуре для быстрой плавки стружки в загрузочном колодце, что приводит к дополнительным потерям энергии, особенно, когда расплавленный металл подвергается воздействию атмосферы в колодце. Более высокая температура расплава также необходима для его прохождения через узкие каналы ЭМН и любые твердые частицы, не растворенные в колодце, могут засорять рабочие каналы.

Во-вторых, наиболее уязвимым местом ЭМН является монолитная огнеупорная труба, которая должна заменяться через несколько месяцев и требует остановки плавильного агрегата на длительное время.

В-третьих, использование газовых печей с ЭМН требует постоянного наличия жидкого металла в загрузочном колодце и в самой печи, что затрудняет получение сплавов разного химического состава.

В-четвертых, постоянное наличие жидкого металла в печи определяет и непрерывный режим ее работы.

Роторные наклонные печи позволяют переплавлять все виды отходов алюминия, как с использованием флюсов, так и без них. В последнем случае можно применять шихту с более высокой влажностью, так как при соприкосновении ее с горячей футеровкой происходит полное удаление влаги и это не сказывается на качестве получаемых сплавов.

При проведении плавки с использованием рафинирующих флюсов равномерное вращение печи не вызывает перегрева флюса и его возгонку, а главное – хорошо контактируют жидкий флюс и расплав алюминия. Последнее обеспечивает прохождение важных рафинирующих реакций, которые в условиях пламенных или электрических печей проходят замедленно или совсем невозможны; расплав покровного флюса освобождает металл от газовых и неметаллических включений; активно идет рафинирование от магнезия.

При использовании любых плавильных агрегатов для переплава серьезное внимание необходимо уделять очистке образующихся пылегазовых выбросов. Традиционно для этих целей применяли две основные технологические схемы, разработанные профильными институтами:

– плавильный агрегат – рекуператор – мокрый скруббер (первая ступень очистки) – труба Вентури (вторая ступень очистки) – дымовая труба;

– плавильный агрегат – рекуператор – мокрый скруббер (первая ступень очистки) – электрофильтр (вторая ступень газоочистки) – дымовая труба.

Эти технологические схемы предусматривают очистку дымовых газов при помощи мокрых и электрических отделителей. Именно по причине дороговизны, больших эксплуатационных затрат, сложности технологии мокрой очистки на большинстве предприятий применяемое оборудование просто не работало. С появлением способов сухой очистки с применением сорбента преимущества очистки дымовых газов при помощи воды и жидких реактивов в значительной степени снизились.

В 2001 году в г. Воскресенске на промышленной площадке ОАО «МОСОБЛПРОММОНТАЖ» при переработке алюминиевых отходов в роторной наклонной печи была использована система су-

хой газоочистки фирмы «DISA». Она предусматривает сухую химическую очистку и применение рукавных фильтров с эффективностью очистки по взвешенным веществам – 99,0 %; SO<sub>2</sub> – до 70 %; HCl и HF до 90 %.

В таблице 1 приведены данные по составу пылегазовых выбросов от роторной наклонной печи до и после очистки.

Таблица 1 – Состав пылегазовых выбросов от роторной наклонной печи до и после очистки

Вещество	Мощность локального источника, г/с	Концентрация веществ в выбросах до фильтра, мг/м <sup>3</sup>	Концентрация веществ в выбросах после фильтра, мг/м <sup>3</sup>
CO	10,6·10 <sup>-3</sup>	8,35	0,0835
HCl	6,5·10 <sup>-3</sup>	5,10	0,5100
NO <sub>2</sub>	25,3·10 <sup>-3</sup>	19,90	0,1990
HF	1,3·10 <sup>-3</sup>	1,020	0,0102
SO <sub>2</sub>	16,6·10 <sup>-3</sup>	13,07	3,9210
KCl	0,1900	150,10	1,5010
NaCl	0,0790	62,40	0,6240
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,0160	12,60	0,1260
SiO <sub>2</sub>	0,0130	10,20	0,1260
MgO	0,0080	6,30	0,0630
CaO	0,0050	3,80	0,0380
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,0026	2,00	0,0200
MgCl <sub>2</sub>	0,0018	0,13	0,0130
CaCl <sub>2</sub>	0,0010	0,60	0,0060
CuO	0,0050	3,80	0,0380
ZnO	0,0095	7,48	0,0748
PbO	0,0036	2,83	0,0283
MnO	0,0002	0,16	0,0016
CdO	0,0008	0,63	0,0063

Таким образом, для переплава алюминиевой стружки в условиях Республики Беларусь наиболее приемлемым оборудованием являются роторные наклонные печи, оборудованные эффективной системой газоочистки.

## Литература

1. Белов, В.Д. Теоретические и технологические основы ресурсосберегающих технологий производства высококачественных отливок из алюминиевых сплавов : автореф. дисс. ... д-ра техн. наук : 05.16.04 / В.Д.Белов ; МИСиС. – М., 1999. – 50 с.
2. Волочко, А.Т. Алюминий: технологии и оборудование для получения литых изделий / А.Т. Волочко, М.А. Садоха. – Минск : Бел. наука, 2011. – 387 с.
3. Шмитц, К. Рециклинг алюминия. Справочное руководство / К. Шмитц, Й. Домагала, П. Хааг. – М. : «Алюсил МВиТ», 2008. – 528 с.
4. Повышение качества алюминиевых сплавов, выплавляемых в индукционных тигельных печах / А.В. Свидо [и др.] // Литейное производство. – 1984. – № 2. – С.26–27.
5. Особенности формирования крупных включений при индукционной плавке алюминиевых сплавов / А.С.Кауфман [и др.] // Литейное производство. – 1984. – № 3. – С. 13–14.
6. Гогин, В.Б. Современные направления развития технологии рециклинга алюминия (по материалам 3-й конференции «Рециклинг алюминия», Москва, 29–31 мая 2006 г.) / В.Б. Гогин, Д.А. Шадаев // Технология легких сплавов. – 2006. – № 4. – С. 101–118.

УДК 621.74.043:669.746.021

А.А. ПИВОВАРЧИК, канд. техн. наук,  
А.М. МИХАЛЬЦОВ, канд. техн. наук,  
Г.В. ДОВНАР, канд. техн. наук (БНТУ)

### **АНАЛИЗ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ УСИЛИЯ ИЗВЛЕЧЕНИЯ ОТЛИВКИ ПРИ ЛИТЬЕ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ПОД ДАВЛЕНИЕМ**

Режим работы пресс-формы и машины литья под давлением (ЛПД) в целом в значительной степени определяется термосиловым взаимодействием затвердевающей отливки с формой. В случае, ко-

гда пресс-форма не имеет стержней, а содержит только охватывающие поверхности, усадка в отливке протекает свободно, напряжения не возникают, и отливка удаляется свободно, без образования задиrow [1, 2].

На практике отливка, как правило, содержит всевозможные внутренние полости и отверстия, которые выполняются с помощью металлических стержней. На поверхности соприкосновения отливки и стержня возникают контактные напряжения, вызывающие появление сил трения при извлечении отливки. Их величина в первую очередь будет зависеть от следующих факторов: времени выдержки отливки в форме, температуры формы и заливаемого металла, удельного давления прессования, размеров отливки (толщина стенки, высота), скорости впуска металла и скорости прессования, конусности стержней, шероховатости поверхности оснастки, характера и свойств смазочного слоя, образовавшегося после нанесения смазки.

Экспериментальное определение влияния указанных факторов на величину усилия извлечения требует больших материальных и временных затрат.

Целью настоящей работы является анализ существующих математических моделей для определения усилий съема отливок со стержня при литье под давлением.

Разработкой практических номограмм и расчетных формул при изучении влияния различных параметров процесса ЛПД на усилие обжатия стержня отливкой или извлечения стержня из отливки занимаются ученые уже более 65 лет. Одними из первых, кто экспериментально установил зависимость значения усилия удаления металлического стержня из отливки от различных факторов, были немецкий исследователь Цейс и советский ученый Н.П. Дубинин [3]. Еще в 60-е годы прошлого столетия Цейсом была разработана диаграмма, связывающая силу вытягивания (удаления) стержней различного диаметра и длиной 10 мм из затвердевшей отливки. Н.П. Дубинин предложил для практического использования графические зависимости, связывающие удельные усилия обжатия стального стержня круглого сечения с толщиной стенки отливки, температурой извлечения стержня и его конусностью.

Примерно в то же время стали появляться первые математические зависимости, позволяющие рассчитать усилие обжатия стерж-

ней. Усилие, необходимое для снятия отливки со стержней круглого сечения, П.П. Москвин [4] предложил определять по формуле:

$$P = \pi \cdot d \cdot h \cdot p (\mu \cdot \cos \alpha - \sin \alpha), \quad (1)$$

где  $d$  – диаметр стержня, м;  $h$  – высота стержня, м;  $p$  – усилие обжатия, зависящее от температуры формы и отливки, от толщины ее стенок и состава сплава (принимают равным 10–20 МПа);  $\alpha$  – линейный уклон стержня, °;  $\mu$  – коэффициент трения между отливкой и стержнем (0,2–0,25 для алюминиевых сплавов).

В работе [5] показано, что усилие извлечения стержня из отливки приближается к пределу текучести материала отливки и зависит от ее сечения. Эта зависимость выражается следующей формулой:

$$P \leq K \sigma_T, \quad (2)$$

где  $K$  – сечение заготовки, м<sup>2</sup>;  $\sigma_T$  – предел текучести материала отливки, МПа.

Вероятно, автор ошибочно связывает усилие, затрачиваемое на удаление стержня из отливки, с площадью сечения стержня, а не с его боковой поверхностью, как это рассматривается в формулах других исследователей.

В формуле, предложенной И.П. Фоминым [6], наиболее полно учитываются факторы, влияющие на удаление стержня из отливки. Усилие извлечения стержня из отливки предлагается определять по следующей формуле:

$$P = 2\pi \cdot k \cdot F \cdot \sigma_T (\mu - \operatorname{tg} \alpha), \quad (3)$$

где  $k$  – коэффициент, учитывающий трение в подвижных частях машины, приваривание отливки к форме, затруднение выталкивания, связанное с появлением трещин разгара на стержне и вставках пресс-формы;  $F$  – площадь контакта отливки и стержня, м<sup>2</sup>;  $\sigma_T$  – предел текучести сплава, МПа.

В этой же работе отмечается, что величина  $\sigma_T$  и  $\mu$  должны определяться опытным путем с учетом температурного режима работы пресс-формы. Поскольку на тот период времени таких данных получено не было, тяговое усилие извлечения стержня определялось экспериментальным путем.

П.И. Пушмашёв и А.М. Зубакин в работе [7] предлагают определять усилие извлечения стержня по формуле, учитывающей модуль упругости материала отливки:

$$P = \frac{4\pi \cdot \lambda \cdot E \cdot L_{\text{ст}}(R-r)r \cdot f_{\text{тр}} \Delta t \cos \beta}{R+r}, \quad (4)$$

где  $\lambda$  – коэффициент линейного расширения сплава,  $1/^\circ\text{C}$ ;  $E$  – модуль упругости материала отливки, МПа;  $L_{\text{ст}}$  – рабочая длина стержня, м;  $R, r$  – наружный и внутренний радиус отливки соответственно, м;  $\Delta t$  – вариация температуры,  $^\circ\text{C}$ ;  $\cos \beta$  – уклон стержня, град.

В.Н. Зеленов [2] рекомендует рассчитывать усилие извлечения стержня из отливки по формуле:

$$P = f_{\text{тр}} \frac{H \cdot \lambda \cdot E (T_{\text{кр}} - T_{\text{уд}})}{R_{\text{ст}}} F, \quad (5)$$

где  $H$  – толщина отливки, м;  $T_{\text{кр}}$  – температура кристаллизации отливки,  $^\circ\text{C}$ ;  $T_{\text{уд}}$  – температура удаления отливки из пресс-формы,  $^\circ\text{C}$ ;  $R_{\text{ст}}$  – радиус стержня, м.

В работе [8] для вычисления усилия, необходимого для преодоления сил трения между отливкой и металлическим стержнем без учета разделительного покрытия, автор использует следующую формулу:

$$P = f_{\text{тр}} S_0 \frac{\sigma_{\text{т}}}{\sqrt{3}}, \quad (6)$$

где  $S_0$  – площадь поверхности отливки,  $\text{м}^2$ ;  $\sigma_{\text{т}}$  – предел текучести сплава при его сжатии при различных температурах, МПа.

В работе [9] формула для определения усилия извлечения имеет вид:

$$P = f_{\text{тр}} P_{\text{ст}} F, \quad (7)$$

где  $f_{\text{тр}}$  – коэффициент трения между отливкой и стержнем;  $P_{\text{ст}}$  – давление отливки на стержень, Н.

Однако каким образом рассчитывается  $P_{ст}$  автор не указывает.

Усилие извлечения стержня из отливки в работе [10] определяют по формуле:

$$P = F \cdot f_{тр} \frac{T_{кр} - T_{ф}}{T_{уд}} \cdot \frac{2L_{ст}R_{ст}\delta_{отл}}{(2R_{ст} + \delta_{отл})^3}, \quad (8)$$

где  $T_{ф}$  – температура формы, °C;  $L_{ст}$  – рабочая длина стержня, м;  $\delta_{отл}$  – толщина отливки, м.

Данная формула, вероятно, представлена с искажением, поскольку все размерности представленных величин сокращаются. Поиск информации в указанном первоисточнике [11] не дал результатов, так как в нем отсутствует приведенная формула.

Усилие извлечения стержня из отливки Л.П. Каширцев в работе [12] предлагает определять по формуле:

$$P = k_k P_{уд} S_0 k_n, \quad (9)$$

где  $k_k$  – поправочный коэффициент, определяемый в зависимости от конфигурации и размеров простейшей отливки (1,0–1,8);  $P_{уд}$  – удельная сила извлечения круглого металлического стержня из отливки типа втулка, Н;  $S_0$  – площадь контакта отливки со стержнем, м<sup>2</sup>;  $k_n$  – коэффициент, учитывающий наличие доньшка (1,0–1,3).

Удельная сила извлечения приблизительно может быть определена по номограмме Н.П. Дубинина [3] для расчета кокилей с учетом коэффициента трения, толщины стенки отливки, температуры стержня в момент извлечения, температуры отливки, начальной температуры кокиля, толщины стенки кокиля.

Анализ представленных уравнений показывает, что для расчета усилия извлечения металлического стержня из затвердевающей отливки необходимо рассчитать или получить с использованием специальных номограмм значение давления отливки на стержень, а также иметь данные по коэффициенту трения на границе «стержень – отливка».

Принятые для расчетов значения некоторых параметров, приведенные выше расчетные формулы и полученные по ним результаты расчетов представлены в таблице 1. Существенное различие результатов обусловлено, по-видимому, степенью учета влияния наиболее значимых факторов.

Таблица 1 — Результаты вычисления усилия извлечения стержня из отливки по различным моделям

Принятые значения	Расчетная формула	Номер формулы	Литературный источник	Результаты вычислений, Н	Примечание	
<p> <math>d = 0,01</math> м;  <math>L_{\text{ср}} = 0,04</math> м;  <math>\alpha, \beta = 1^\circ</math>;  <math>T_{\text{сп}} = 573</math> °С;  <math>T_{\text{ф}} = 220</math> °С;  <math>T_{\text{уд}} = 371</math> °С;  <math>F; S_0 = 0,001335</math> м<sup>2</sup>;  <math>\sigma_{\text{т}} = 28</math> МПа;  <math>k_{\text{к}} = 1,0</math>;  <math>k_{\text{н}} = 1,0</math>;  <math>\Delta T = 202</math> °С;  <math>E = 7\ 000</math> МПа;  <math>\lambda = 2,5 \cdot 10^{-5}</math> 1/°С;  <math>r = 0,01</math> м;  <math>R = 0,03</math> м;  <math>f_{\text{тп}} = 0,25</math> </p>	$P = \pi d h r (\mu \cos \alpha - \sin \alpha)$	(1)	[4]	2895,0 5790,0		
	$P = 2\pi k f \sigma_{\text{т}} r (\mu - \text{tg } \alpha)$	(3)	[6]	9222,1		
	$P = \frac{4\pi \lambda E L_{\text{ср}} (R-r) f_{\text{тп}} \Delta T \cos \beta}{R+r}$	(4)	[7]	8834,6		
	$P = f_{\text{тп}} \frac{H \lambda E (T_{\text{сп}} - T_{\text{уд}})}{R_{\text{ср}}} F$	(5)	[2]	15762,0		
	$P = f_{\text{тп}} S_0 \frac{\sigma_{\text{т}}}{\sqrt{3}}$	(6)	[8]	4051,0		
	$P = f_{\text{тп}} P_{\text{ср}} F$	(7)	[9]	5840,6		
	$P = k_{\text{к}} P_{\text{уд}} S_0 k_{\text{н}}$	(9)	[12]	4604,5		
						$P_{\text{уд}}$ определяем по диаграмме Дубинина [3]

Для экспериментальной оценки предлагаемых различных математических моделей, предназначенных для расчета  $P$ , была проведена серия опытов по методике, представленной в работе [13].

Как следует из представленных в таблице 1 результатов, значения усилия извлечения стержня из отливки лежат в интервале от 2895 до 15762 Н. Столь значительное расхождение в расчетах, по-видимому, связано с тем, что авторы неверно оценивают величину напряженного состояния материала отливки в момент удаления стержня.

Учитывая полученные результаты, формула (6) была взята за основу определения усилия извлечения стержня при использовании различных разделительных покрытий, для которых имеются литературные данные по динамической характеристике коэффициента трения, так как позволяет наиболее точно оценить величину касательных напряжений на границе раздела «отливка–стержень». Данные расчетов и испытаний по вышеупомянутой методике приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Результаты расчетов и экспериментальные значения усилия извлечения стержня из отливки

Составы смазок	Динамические характеристики коэффициента трения, [2]	Усилие извлечения стержня, Н	
		Расчетные значения	Экспериментальные значения
На основе гидрофобизатора ГФК-1	0,47	7616,3	1460
На основе масла Вапор	0,33	5347,6	1150
На основе горного воска	0,23	3727,1	760
Смазка «Петрофер», Германия	0,2	3241,0	690
На основе полиметилсилоксановой жидкости	0,16	2592,8	680

Как следует из таблицы 2, расчетные значения усилия извлечения стержня из отливки для всех исследуемых смазок оказались в 4–5 раз больше экспериментальных. Дальнейший анализ системы «отливка–стержень» показал, что расхождение экспериментальных и практических данных может быть объяснено неточным определением коэффициента трения между трущимися поверхностями, а также неверной оценкой фактической площади контакта на границе раздела двух тел.

## Литература

1. **Зеленов, В.Н.** Смазка пресс-форм / В.Н. Зеленов // Совершенствование технологии и организации производства литья под давлением : материалы семинара. – М. : Наука, 1980. – С. 72–78.
2. **Зеленов, В.Н.** Смазка пресс-форм литья под давлением / В.Н. Зеленов, Л.Е. Киселенко. – М.: Машиностроение, 1983. – 144 с.
3. **Дубинин, Н.П.** Механизация и автоматизация литья в металлические формы / Н.П. Дубинин. – М. : Машгиз. – 1959. – 393 с.
4. **Москвин, П.И.** Литье в постоянные формы / П.И. Москвин. – М.: Машиностроение, 1961. – 425 с.
5. **Пляцкий, В.М.** Штамповка из жидкого металла / В.М. Пляцкий. – М. ; – Л. : Машиностроение, 1964. – 316 с.
6. **Фоминых, И.П.** Расчет усилия извлечения стержней из отливок при литье под давлением / И.П. Фоминых. – Тула : – Приокское книжное издательство, 1969. – 56 с.
7. **Пушмашёв, П.И.** Определение усилия извлечения стержня из отливки, получаемой литьем под давлением / П.И. Пушмашёв // Литейное производство. – 1975. – № 12. – С. 22–23.
8. **Брежнев, Л.В.** Формирование отливок при литье с кристаллизацией под давлением / Л.В. Брежнев // Литейное производство. – 2002. – № 2. – С.16–17.
9. **Беккер, М.Б.** Литье под давлением / М.Б. Беккер, М.Л. Заславский, Ю.Ф. Игнатенко. – М.: Машиностроение, 1990. – 400 с.
10. **Ефимов, В.А.** Специальные способы литья: Справочник / В.А. Ефимов. – М. : Машиностроение, 1991. – 436 с.
11. **Белопухов, А.К.** Технологические режимы литья под давлением / А.К. Белопухов. – М. : Машиностроение, 1985. – 272 с.

12. Каширцев, Л.П. Литейные машины. Литье в металлические формы: учебное пособие / Л.П. Каширцев. – М. : Машиностроение, 2005. – 368 с.

13. Михальцов, А.М. Разработка вододисперсионных смазок для пресс-форм литья под давлением / А.М. Михальцов, А.А. Пивоварчик, В.А. Розум // Литейное производство. – 2006 – № 3. – С. 15–16.

УДК 621.74.043.2+621.7.079

А.М. МИХАЛЬЦОВ, канд. техн. наук,  
А.А. ПИВОВАРЧИК, канд. техн. наук (БНТУ)

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ГАЗОТВОРНОЙ СПОСОБНОСТИ РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ПРЕСС-ФОРМ ЛИТЬЯ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ПОД ДАВЛЕНИЕМ**

**Введение.** Одной из причин высокого газосодержания отливок при литье под давлением является газовыделение покрытий, наносимых на рабочую поверхность пресс-форм перед запрессовкой металла [1–3].

Покрытия для механизированного нанесения обычно состоят из основы, растворителя (разбавителя), поверхностно-активных веществ и различных специальных присадок. В качестве основы используются масла, жиры, кремнийорганические материалы, графит (преимущественно в виде коллоидных препаратов); реже применяются соли. После нанесения покрытия растворитель испаряется, а на поверхности пресс-формы остается тонкая экранирующая пленка [4].

Газотворность покрытий определяется в основном газотворностью основы разделительного покрытия. Поэтому при выборе основы необходимо учитывать ее влияние не только на усилие извлечения отливки из пресс-формы или стержней из отливки, но и на газовый режим формы, а, следовательно, на пористость в отливках.

Целью данной работы является определение газотворной способности разделительных покрытий для литья алюминиевых сплавов под давлением.

**Методика проведения экспериментов.** Для исследования газотворности разделительных покрытий в БНТУ на кафедре «Металлургия литейных сплавов» была разработана специальная методика, учитывающая изменение объема сильфона при выделении газов из дозы испытуемого покрытия (фиксируемое датчиком перемещения) и основанная на изменении давления в замкнутом объеме при выделении газа из дозы исследуемого разделительного покрытия. Сущность методики заключается в следующем. В стальной тонкостенный колпачок 1 (рисунок 1) помещается доза исследуемого компонента или покрытия. Колпачок с помощью резьбового соединения крепится к тонкостенному наконечнику промежуточной камеры 2. Герметизация камеры по резьбовому соединению достигается с помощью прокладок из отожженной меди. В промежуточной камере, помещенной в электрическую печь сопротивления 3, поддерживается заданная температура. Нагрев камеры предусмотрен для предотвращения конденсации паров покрытия. Быстрый нагрев колпачка с дозой покрытия обеспечивается при его погружении в ванну с расплавленным свинцом. Необходимая температура свинцовой ванны в тигле 4 поддерживается с помощью электрической печи сопротивления 5, включенной в сеть через лабораторный автотрансформатор. Печи 3 и 5 могут перемещаться по вертикальным направляющим 6 (для погружения колпачка 1 в ванну с расплавленным свинцом). Поскольку свинец обладает высокой теплоемкостью, прогрев тонкостенного колпачка до рабочей температуры происходит очень быстро. Длительность прогрева тонкостенного колпачка определяли по специально снятой осциллограмме нарастания температуры на обеих поверхностях его донной части (рисунок 2). Как видно, прогрев колпачка до рабочей температуры происходит в течение первых 2 с.

В реальных условиях литья под давлением разделительное покрытие наносится на разогретую поверхность пресс-формы. При этом разбавитель и некоторая часть покрытия успевают испариться. Поэтому колпачок с дозой покрытия для имитации нанесения на горячую поверхность пресс-формы предварительно выдерживался в печи сопротивления в течение 3 мин при температуре 200 °С.

Часть покрытия или компонента, оставшаяся после предварительной обработки, возгоняется и частично окисляется при погружении колпачка в свинцовую ванну и создает в камере 2 (рисунок 1) избыточное давление. Камера с помощью специального переходника 7, обладающего низкой теплопроводностью, сообщается с измерительной полостью датчика давления 8. В работе использован мембранный тензометрический датчик типа ФКМ-20, изготовленный в виде полумостовой схемы с активным сопротивлением каждого плеча около 100 Ом. Давление образовавшихся газов, фиксируемое датчиком, передается на усилитель 9 типа ТА-5. Усиленный сигнал записывается с помощью осциллографа 10. Температура в тигле 4 и промежуточной камере 2 милливольтметрами 11.

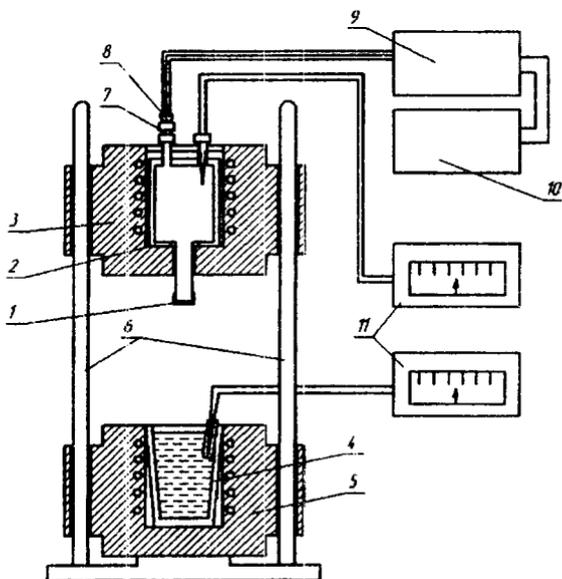


Рисунок 1 – Схема установки для исследования газотворности разделительных покрытий

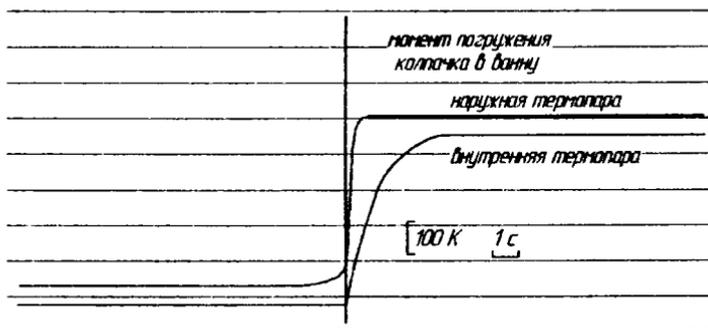


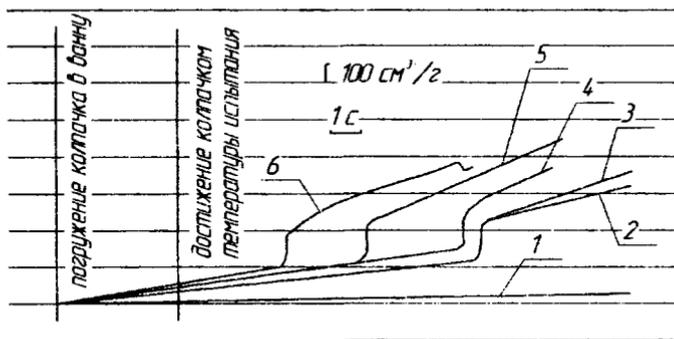
Рисунок 2 – Оциллограмма нарастания температуры на наружной и внутренней поверхностях стального колпачка при погружении его в ванну расплавленного свинца

Объем промежуточной камеры  $V_1$  в начальный момент находится при атмосферном давлении  $P_1$ . Изменение давления в камере на величину  $\Delta P$  за счет выделения газов из дозы покрытия соответствует изменению объема  $\Delta V$ . Следовательно, объем выделившихся газов определяется соотношением:

$$\Delta V = \frac{\Delta P}{P_1} V_1. \quad (1)$$

**Результаты исследования и их обсуждение.** Изучали следующие разделительные покрытия и вещества, которые можно использовать в качестве основы: смазка ЛД, воск, вазелин технический, масло Вапор, полиметилсилоксановая жидкость (ПМС 300), гидрофобизатор ГФК-1. Температура свинцовой ванны и промежуточной камеры при этом составляла 600 °С, что соответствует температуре запрессовываемого алюминиевого сплава.

После погружения колпачка с дозой покрытия в свинцовую ванну давление в промежуточной камере начинает возрастать, что свидетельствует о начале газовыделения (рисунок 3.). К моменту прогрева колпачка до температуры испытания удельное газовыделение при деструкции покрытий имеет следующие значения: ПМС 300 – до 15 см<sup>3</sup>/г, масло Вапор и гидрофобизатор ГФК-1 – 74–80 см<sup>3</sup>/г, воск и вазелин технический – 90–95 см<sup>3</sup>/г, смазка ЛД – 100–110 см<sup>3</sup>/г.



1 – ПМС 300; 2 – ГФК-1; 3 – масло Вапор; 4 – вазелин технический;  
5 – воск; 6 – смазка ЛД

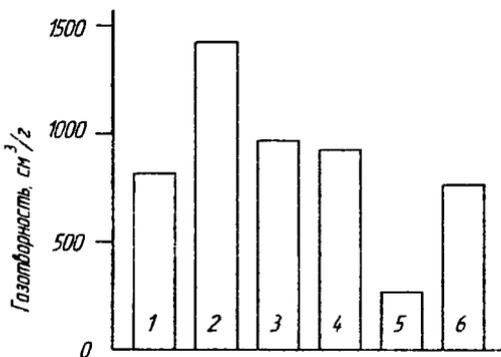
Рисунок 3 – Оциллограмма изменения давления газа в промежуточной камере при термической деструкции различных материалов

После достижения колпачком температуры испытания давление в промежуточной камере продолжает возрастать. При этом на кривых изменения давления (за исключением ПМС 300) через промежуток времени 2–6 с наблюдается резкий подъем. Это свидетельствует, по-видимому, о диссоциации более сложных молекул на простые, происходящей с увеличением объема.

Как видно, наименьшей термической устойчивостью и несколько меньшей газотворностью в рассмотренном интервале времени обладает масло Вапор и гидрофобизатор ГФК-1. Полная газотворность исследуемых материалов определялась при выдержке дозы покрытия в течение 20 с. После указанного интервала времени давление в промежуточной камере обычно изменяется незначительно. Полученные экспериментальные данные приведены на рисунке 4.

По газотворности исследованные разделительные покрытия и предполагаемые компоненты для их приготовления можно условно разделить на три группы. Наиболее высокой газотворностью (1400 см<sup>3</sup>/г) обладает воск. Вторую группу составляют вещества, находящиеся при нормальных условиях в жидком или маслообразном состоянии: смазка ЛД, масло Вапор, вазелин технический и гидрофобизатор ГФК-1. Газотворность их колеблется в пределах

790–970 см<sup>3</sup>/г. Самой низкой газотворностью (300 см<sup>3</sup>/г) из исследованных материалов обладает ПМС 300.



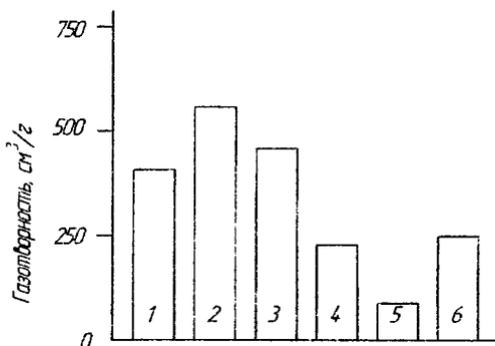
1 – смазка ЛД; 2 – воск; 3 – вазелин технический; 4 – масло Вапор;  
5 – ПМС300; 6 – гидрофобизатор ГФК-1

Рисунок 4 – Газотворность исследуемых материалов при температуре испытания 600 °С

Перечисленные материалы могут применяться также при литье под давлением более легкоплавких сплавов. Поэтому определенный интерес представляет термическая стойкость основы при более низких температурах. Исследования, проведенные при температуре 400 °С, показали, что процесс газовыделения из исследованных материалов протекает слабо. Все материалы, за исключением смазки ЛД, при 400 °С в течение 10 с выделяли менее 20 см<sup>3</sup>/г газов. Из смазки ЛД выделилось за это же время до 100 см<sup>3</sup>/г газов. При повышении температуры до 500 °С процесс газовыделения заметно активизируется. При этом наиболее высокой газотворностью обладают воск, смазка ЛД и вазелин технический (рисунок 5). Заметно ниже газотворность масла Вапор, гидрофобизатора ГФК-1 и ПМС 300.

Заполнение полости формы металлом при литье под давлением осуществляется в течение сотых долей секунды. Поэтому на газовый режим формы оказывает влияние не полное количество газов, которое может выделиться при данной температуре из дозы смазки, а только некоторая часть. Анализ осциллограмм, полученных с по-

мощью разработанной методики при температуре 600 °С, показывает, что к моменту прогрева колпачка до заданной температуры газотворность смазки ЛД, воска, вазелина технического, масла Вапор составляет 75–110 см<sup>3</sup>/г.



1 – смазка ЛД; 2 – воск; 3 – вазелин технический; 4 – масло Вапор;  
5 – ПМС300; 6 – гидрофобизатор ГФК-1

Рисунок 5 – Газотворность смазочных материалов при температуре испытания 500 °С

Степень влияния газотворности разделительного покрытия на газотворный режим процесса предлагается оценивать с помощью критерия  $z$ , представляющего собой отношение объема газов, выделившихся из дозы покрытия к объему полости формы. Объем газов, с учетом газотворности покрытий, который необходимо удалить через вентиляционные каналы при литье по принципу максимального трения, можно определить по формуле:

$$\Delta V = V_{\phi} \left( \frac{T_m}{T_{\phi}} + z \right), \quad (2)$$

где  $V_{\phi}$  – объем полости пресс-формы, м<sup>3</sup>;  $T_m$  – температура металла, заполняющего полость пресс-формы, К;  $T_{\phi}$  – температура пресс-формы, К.

При литье по принципу минимального трения объем удаляемых газов будет равен

$$V = V_{\phi}(1 + z). \quad (3)$$

Значение критерия  $z$  будет зависеть от отношения толщины слоя разделительного покрытия к толщине стенки отливки, а также от газотворности самого покрытия.

Обычно толщина экранирующего слоя покрытия, при использовании автоматизированного и механизированного нанесения, находится в пределах от 1 до 30 мкм. Если толщину разделительного слоя принять равной 5 мкм, а газотворность масляных смазок –  $100 \text{ см}^3/\text{г}$ , то критерий  $z$  при изменении толщины стенки отливки от 2 до 8 мм будет принимать значения соответственно от 0,52 до 0,14 (рисунок 6).

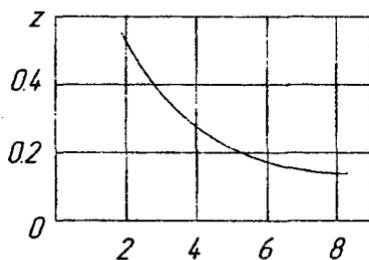


Рисунок 6 – Влияние толщины стенки отливки на величину критерия  $z$

Таким образом, полная газотворность исследованных разделительных покрытий колеблется в широких пределах: от  $300$  до  $1450 \text{ см}^3/\text{г}$ . В момент достижения температуры испытания их газотворность (за исключением ПМС 300) находится на уровне  $75\text{--}110 \text{ см}^3/\text{г}$ .

### Выводы

1. Кинетика процесса термодеструкции смазывающих материалов, установленная с помощью разработанной методики, показывает, что наибольшей термической устойчивостью обладает ПМС 300.

2. Для уменьшения газотворной способности вновь разрабатываемых разделительных покрытий пресс-форм литья алюминиевых сплавов и уменьшения газовой пористости отливок предпочтение при выборе материалов, используемых для приготовления покрытий, следует отдавать полиметилсилоксановым жидкостям, так как

данные материалы обладают высокими температурами начала термической деструкции, и кратковременно сохраняют свои эксплуатационные свойства при температуре 400–450 °С.

### Литература

1. James, Graff. Pulver-Trennmittel als Trennstoffe für das nache Jartaysend / Graff James, Paul Hibner, Paula Pachllke-Dumont, Thomas Schulte, Holder Schwarz, Michael Woodcock // Giesserei-Erfahrungsaustausch. – 1999. – 43. – № 7. – 361 p.

2. Зеленев, В.Н. Смазка пресс-форм литья под давлением / В.Н. Зеленев, Л.Е. Киселенко. – М.: Машиностроение, 1983. – 144 с.

3. Михальцов, А.М. Разделительные покрытия на основе кремнийорганических полимеров для литья под давлением алюминиевых сплавов / А.М. Михальцов, А.А. Пивоварчик // Metallurgia: Респ. межвед. сб. науч. тр. – Минск : Бел. наука, 2006. – Вып. 30. – С. 130–139.

4. Пивоварчик, А.А. Разработка разделительных покрытий на основе кремнийорганических материалов для пресс-форм литья под давлением / А.А. Пивоварчик, Л.М. Слепнева, В.А. Розум // Литейщик России. – 2007. – № 1. – С. 36–40.

УДК 621.745.56

Г.А. РУМЯНЦЕВА, канд. техн. наук,  
Л.В. ТРИБУШЕВСКИЙ,  
Б.М. НЕМЕНЕНОК, д-р техн. наук (БНТУ)

### АНАЛИЗ ПЫЛЕГАЗОВЫХ ВЫБРОСОВ, ОБРАЗУЮЩИХСЯ ПРИ ПЛАВКЕ ОКИСЛЕННЫХ ОТХОДОВ В КОРОТКОПЛАМЕННОЙ РОТОРНОЙ ПЕЧИ

Рост объемов потребления и расширение областей применения алюминия привело к увеличению количества мелкодисперсных и загрязненных отходов с содержанием алюминия от 40 до 85 %, эффективная переработка которых невозможна на традиционном обо-

рудовании. Важным этапом в повышении экономической эффективности работы предприятий вторичной металлургии является снижение издержек, связанных с образованием и утилизацией экологически опасных отходов. Самым распространенным агрегатом для извлечения алюминия из низкосортного сырья являются короткопламенные роторные печи с наклонной осью вращения. Установлено [1, 2], что при переработке мелкодисперсных отходов алюминия в таких печах результаты плавки существенно зависят от температуры, времени плавки, объема и состава флюса, частоты вращения печи. Выявлено, что замена чистых хлоридов натрия и калия на сильвинит и калийхлорэлектrolит не сказывается на металлургическом выходе, как и увеличение добавок криолита. Анализ химического состава проб, отбираемых в разные периоды плавки, показал, что содержание Fe, Cu, Mn, Zn и Si зависит от времени нахождения расплава в печи, температуры процесса и может увеличиваться в несколько раз.

Для достижения удовлетворительной степени извлечения алюминия необходимо применение большого количества флюсов (до 400 кг на 1 т алюминия), что приводит к образованию значительных объемов отходящих газов, для очистки которых требуется дорогостоящая и сложная аппаратура. Кроме того, возникает проблема переработки солевых шлаков, накапливающихся в больших количествах. Поэтому необходима оптимизация технологии переработки отходов алюминия с учетом экологических требований к защите окружающей среды.

В качестве объекта исследования была выбрана короткопламенная роторная печь емкостью 800 кг, работающая на жидком топливе. Загрузку короткопламенной роторной печи осуществляли с помощью поворотной тележки грузоподъемностью до 100 кг через загрузочное окно, которое затем закрывали подводимым на консолях горелочным щитом с блочной жидкотопливной горелкой типа БГ-Ж-0,34. Дымовые газы отводились по ходу плавки с помощью вентилятора-дымососа, подавались в циклон и далее в дымовую трубу. С целью локализации неконтролируемых выбросов в месте

сочленения горелочного щита с корпусом роторной печи предусмотрен зонд, соединенный с вытяжной вентиляцией.

На первом этапе исследований анализ пылегазовых выбросов от короткопламенной роторной печи проводили во время переплава шихты, состоящей из алюминиевых шлаков, сливов, спрессованных банок из-под напитков и другого низкосортного лома. При плавке использовали 8 % флюса (47 % KCl, 30 % NaCl, 23 % Na<sub>3</sub>AlF<sub>6</sub>), который загружали вместе с первой порцией шихты, составляющей 150 кг.

Пробы пыли в отходящих газах отбирали от боровов перед циклоном на протяжении всей плавки. Параллельно определяли содержание в газах CO, NO и NO<sub>x</sub> с помощью электронного газоанализатора MSI 150 «EURO». Концентрацию хлоридов и фторидов контролировали по стандартным методикам. Результаты анализов показали резкие перепады концентраций анализируемых газов, что связано с частой разгерметизацией печи при дозагрузке в нее переплавляемых шлаков. При этом содержание CO и NO<sub>x</sub> по ходу плавки соответственно изменялось с 28 до 2520 ppm и с 13 до 35 ppm.

Максимальные выбросы отмечались в начале плавки и на ее заключительной стадии при удалении сухого конечного шлака в контейнер. Если по ходу плавки запыленность не превышала 0,16 г/м<sup>3</sup>, то при очистке печи от шлака в конце плавки запыленность в виде пиковых выбросов достигала 0,85 г/м<sup>3</sup> и продолжалась в течение 3–5 мин. Для более детального анализа исследовали пыль, которая осаждалась в циклоне.

В таблице 1 приведен химический состав и размер отдельных частиц пыли, отобранных из циклона при плавке в короткопламенной роторной печи. Видно, что химический состав частиц пыли представлен широкой гаммой элементов, как входящих в состав флюсов, так и содержащихся в переплавляемых отходах. При этом размерный диапазон частиц пыли изменяется от 95 до 340 мкм и встречаются частицы со средним размером около 640 мкм.

Таблица 1 – Химический состав и размер отдельных частиц пыли, отобранных из циклона от короткопламенной роторной печи

Номер частицы	Содержание элементов по массе, %													Средний размер частиц, мкм
	C	O	Al	Na	K	Ca	Cl	F	Si	Mg	Fe	Zn	Прочие элементы	
1	–	37,64	7,05	1,21	1,52	5,49	0,28	–	0,25	0,81	12,40	2,07	29,81 Ti; 1,46 Cr	250
2	5,84	8,68	70,66	0,21	0,12	–	0,23	–	10,39	–	1,56	0,78	0,59 Mn; 0,93 Cu	260
3	27,47	37,10	18,65	2,96	2,10	1,31	5,34	3,44	0,22	1,09	–	–	0,31 P	340
4	22,92	36,85	24,91	3,18	1,17	1,88	5,54	1,87	0,36	0,94	0,38	–	–	190
5	7,32	20,58	68,61	0,66	0,28	–	0,30	1,31	0,29	–	0,57	–	0,08 P	168
6	12,79	35,16	30,62	6,62	1,78	0,60	9,06	3,39	–	0,30	–	–	–	95
7	1,34	31,19	43,37	0,64	0,10	0,34	0,71	–	0,68	1,98	0,24	–	19,41 N	205
8	8,37	14,49	63,99	0,24	0,10	–	0,49	0,70	8,20	0,79	0,85	0,95	0,82 Cu	168
9	7,02	13,69	65,04	1,04	0,48	0,39	–	1,38	0,43	2,36	0,29	–	0,17 Ti; 7,71 N	135
10	13,20	32,38	40,87	1,66	0,21	0,71	1,52	–	2,15	1,20	0,96	4,56	0,38 Cu; 0,11 P; 0,08 S	145

Когда плавку проводили с небольшими добавками покровно-рафинирующего флюса, на поверхности металлического расплава образовалась шлаковая фаза, представляющая собой смесь оксидов, хлоридов, нитридов, основных компонентов сплава, загрязнений, вносимых шихтой, компонентов флюсов и частиц футеровки плавильного агрегата. При механическом перемешивании слипшиеся оксидные блоки образовывали окатыши, в которых концентрировалась соль и продукты окисления – оксид и нитрид алюминия. В сыпучей составляющей шлака соли оказалось меньше вдвое, а оксида и нитрида – в 3–5 раз, зато присутствовало много оксида кремния. Учитывая, что шлак был сухим и не смачивался расплавом, то, благодаря мощному дымососу, он уносился вместе с дымовыми газами и оседал в дымоотводящей системе и циклоне. Поэтому в составе пыли встречались шпинели, корунд, нитриды алюминия, карбидные соединения и хлориды щелочных металлов.

Для выяснения механизмов потерь металла исследовали состав пыли, оседающей в различных участках дымохода при плавке в короткопламенной роторной печи. При определении состава пыли помимо элементного анализа использовали рентгеноструктурный анализ, позволяющий определить металлический алюминий и алюминий, связанный в химические соединения. Образующиеся при резком охлаждении отходящих газов частицы металлического алюминия крупнее частиц оксидов или конденсированных частиц солевых возгонов, поэтому они оседали быстрее отдельных частиц печной пыли. В результате наибольшее содержание металлического алюминия отмечалось в начале газохода и составляло 25–30 %.

На втором этапе исследований анализировали состав пылегазовых выбросов от короткопламенной роторной печи при плавке в ней стружки алюминиевых сплавов в присутствии жидкого флюса. Первоначально в печь загружали флюс в количестве 40 % от массы переплавляемой стружки. После расплавления флюса и образования жидкой флюсовой ванны в нее порциями загружали стружку, которую замешивали в расплав за счет вращения печи. Общая запыленность в газоходе была значительно ниже первой серии плавки и составляла не более  $0,09 \text{ г/м}^3$ . Следует отметить также и повышенную концентрацию хлоридов в газоходе от боровов.

Чтобы оценить количество различных компонентов шихтовых материалов, теряемых в виде мелкой пыли, анализировали пробы

пыли, уловленной газоочистными сооружениями. Результаты микрорентгеноспектрального анализа представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Результаты анализа пыли, отобранной из циклона при плавке алюминиевой стружки в короткопламенной роторной печи с 40 % флюса

Номер пробы	Содержание элементов по массе, %								
	O	F	Cl	Na	K	Mg	Al	Si	C
1	14,96	8,89	32,56	18,14	9,29	0,58	3,00	0,48	12,10
2	16,30	9,46	31,96	17,48	9,36	0,25	2,83	0,34	11,97
3	14,26	8,76	33,06	17,69	9,84	0,53	2,73	0,50	12,58
4	13,62	7,98	34,46	18,02	10,18	0,62	2,24	0,36	12,52
5	15,53	9,23	32,71	17,76	9,39	0,59	2,34	0,38	12,07
Среднее	14,93	8,86	32,95	17,82	9,62	0,52	2,65	0,41	12,24

Из приведенных данных видно, что при таком варианте плавки в составе пыли содержится вдвое меньшее количество компонентов и ее частицы имеют более стабильный состав.

Такое положение можно объяснить отсутствием прямого контакта металла с газовой фазой и факелом пламени, что исключало интенсивное окисление компонентов сплава, разрушение хрупких оксидных плен и унос их отходящими газами. Основную массу пыли (более 70 %) составляли частицы NaCl и KCl, главные компоненты солевого шлака, что свидетельствует о значительных потерях соли с пылью при данной технологии плавки. Это происходит в основном за счет вращения печи в первом периоде плавки при расплавлении флюса. Однако при такой технологии возникает необходимость переработки или захоронения значительных объемов солевых шлаков, что только осложняет экологическую ситуацию при рециклинге алюминия.

Поэтому для дальнейших исследований использовали добавку флюса в количестве 12 % от массы металлозавалки и наряду со стандартным рафинирующим флюсом (47 % KCl, 30 % NaCl, 23 %  $\text{Na}_3\text{AlF}_6$ ) применяли покровно-рафинирующий флюс (13 % KCl, 55 % NaCl, 17 %  $\text{Na}_3\text{AlF}_6$ , 10 %  $\text{Na}_2\text{CO}_3$ , 5 %  $\text{CaCO}_3 \cdot \text{MgCO}_3$ ).

В разогретую печь перед началом плавки засыпали около 4,0 % флюса и по мере его расплавления в несколько приемов загружали

подготовленную алюминиевую стружку, которую замешивали в расплав за счет вращения печи. Оставшийся флюс засыпали постепенно по мере завалки шихты и ее расплавления. В конце плавки расплав перегревали примерно до 780 °С и сливали в ковш для дальнейшей разливки в чушки, а печь наклоняли в крайнее верхнее положение для сброса шлака в контейнер.

Следует отметить существенные колебания газа по запыленности и химическому составу для обеих серий плавок при загрузке шихтовых материалов и во время плавки. Удельные выбросы загрязнений при загрузке шихты и во время плавки приведены на рисунках 1, 2.

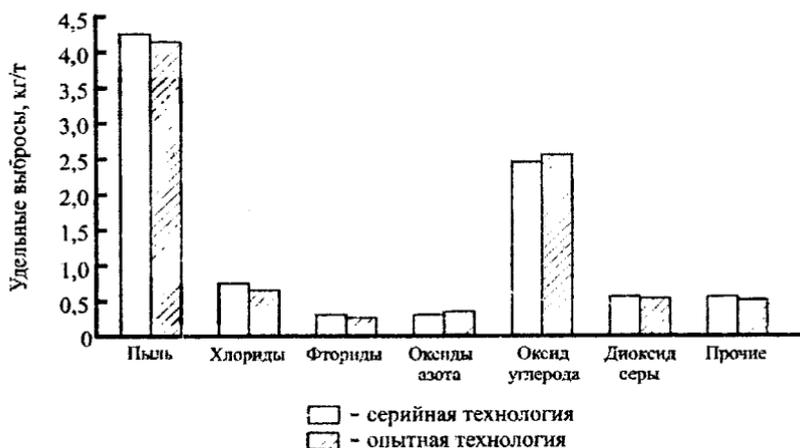


Рисунок 1 – Удельные выбросы загрязняющих веществ (кг/т) в период загрузки алюминиевой стружки в короткоплазменную роторную печь

Следует отметить, что по обеим технологиям максимальные пылегазовые выбросы отмечаются при загрузке шихты, доля которых составляет около 72 %. Это связано, в первую очередь, с выгоранием загрязнений, вносимых шихтой – остатков масел, смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ), органических соединений. Присутствие диоксида серы в отходящих газах связано с наличием соединений серы в печном топливе и ее содержанием в СОЖ, которая в виде пленки осталась на поверхности алюминиевой стружки. Как следует из рисунков 1, 2 использование нового флюса незначительно

но снижает показатели удельных выбросов, поскольку их главным источником являются компоненты шихты. В столбце «прочие» приведено суммарное значение удельных выбросов углеводородов  $C_{11}-C_{19}$ , формальдегида, ацетона, уксусной кислоты, фенола, метанола и толуола, которые выделяются при завалке шихты в разогретую печь. При плавке данные соединения не выделяются.

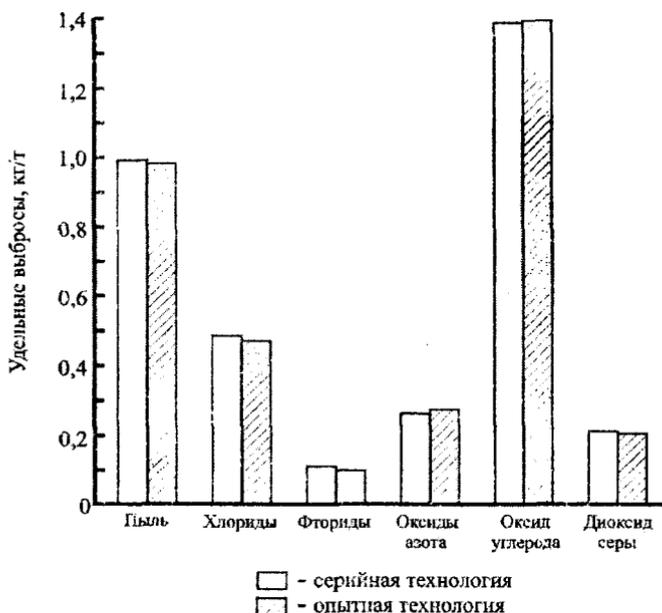


Рисунок 2 – Удельные выбросы загрязняющих веществ (кг/т) в период плавки алюминиевой стружки в короткопламенной роторной печи

Известно [3], что 1 кг масла, содержащегося в шихте, в результате соединения с кислородом при плавке в пламенных печах может вызвать увеличение объема отходящих газов до  $50 \text{ м}^3$ , что приводит к интенсивному уносу пыли из рабочего пространства печи и ее выбросам вследствие неудовлетворительного уплотнения рабочего пространства.

Полученные результаты подтвердили целесообразность использования предложенного варианта технологии переплава стружечных отходов алюминиевых сплавов в роторной печи, однако, для

существенного повышения экологической безопасности участков, специализирующихся на переработке алюминиевой стружки, необходимо обратить внимание на более тщательную ее подготовку к плавке, включая обезжиривание и сушку [4].

### Литература

1. **Шуранков, С.Е.** Разработка технологии переплава высокоокисленных отходов алюминиевых сплавов: автореф. дисс. ... канд. техн. наук: 05.16.04 / С.Е. Шуранков; БГПА. – Минск, 2001. – 19 с.

2. **Новичков, С.Б.** Теория и практика переработки отходов алюминия в роторных наклонных печах: автореф. дисс. ... д-ра техн. наук: 05.16.02 / С.Б. Новичков; Иркутск. гос. тех. ун-т. – Иркутск, 2007. – 40 с.

3. **Шмитц, К.** Рециклинг алюминия. Справочное руководство / К. Шмитц, Й. Домагала, П. Хааг. – М.: «Алюсил МВиТ», 2008. – 528 с.

4. **Волочко, А.Т.** Алюминий: технологии и оборудование для получения литых изделий / А.Т. Волочко, М.А. Садоха. – Минск: Бел. наука, 2011. – 387 с.

УДК 621.74:504.06(075.8)

**Н.Г. МАЛЬКЕВИЧ**, канд. техн. наук,  
**Н.В. СИДОРСКАЯ** (БНТУ)

### **АНАЛИЗ СОСТАВА ВАГРАНОЧНЫХ ГАЗОВ И ОПТИМАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ ОЧИСТКИ**

Основными источниками выбросов в атмосферный воздух в литейном производстве являются вагранки, доля которых составляет около 71 % объема выбросов от предприятия.

Модификации вагранок различаются типом дутья, видом используемого топлива, конструкцией горна, шахты, колошника. Это определяет состав исходных и конечных продуктов плавки, а, следовательно, количество и состав отходящих газов и их запыленность.

В таблице 1 приведена общая характеристика ваграночных газов для нормального ряда открытых вагранок [1].

Таблица 1 – Общая характеристика ваграночных газов

Показатель	Производительность вагранки, т/ч								
	2	3	4	5	7	10	15	20	50
Диаметр шахты вагранки, мм	600	700	800	900	100	300	500	800	100
Среднее количество выбрасываемых газов, тыс. м <sup>3</sup> /ч	2,3	3,2	4,1	5,4	7,8	11	14,5	20,5	27
Температура газов, °С	160	160	170	180	200	250	250	300	300
Среднее количество, кг/ч:									
пыли	23	30	40	55	80	100	140	200	200
оксида углерода	130	190	300	370	500	700	920	100	500
диоксида серы	3	5	6	8	11	13	17	30	23
оксидов азота	0,1	0,15	0,25	0,3	0,45	1,2	1,2	1,8	2,2

В среднем при работе вагранок на каждую тонну чугуна приходится 1000 м<sup>3</sup> выбрасываемых в атмосферу газов, содержащих 5–20 % оксида углерода; 5–17 % диоксида углерода; до 2 % кислорода; до 1,7 % водорода; до 0,5 % сернистого ангидрида; 70–80 % азота.

Значительно меньшее количество выбросов из вагранок закрытого типа. Так, в дымовых газах отсутствует оксид углерода, а КПД очистки от взвешенных частиц достигает 98–99 %.

В результате обследования вагранок горячего и холодного дутья установлен диапазон значений дисперсного состава пыли в ваграночных газах, представленный в таблице 2.

Таблица 2 – Дисперсный состав ваграночной пыли, %

Дутье	Диаметр частиц, мкм					
	5	5–10	10–20	20–40	40–60	60
Холодное	5–14	2–12	5–6	6–12	12–26	30–70
Горячее	15–17	13–20	4–16	5–13	10–16	18–53

Из таблицы 2 видно, что ваграночная пыль характеризуется широким спектром дисперсности, но основу выбросов составляют высокодисперсные частицы.

Химический состав ваграночной пыли различен и зависит от состава металлозавалки, шихты, состояния футеровки, вида топлива, условий работы вагранки. Типичный пример химического состава ваграночной пыли приведен в таблице 3.

Таблица 3 – Химический состав ваграночной пыли, %

Компоненты пыли	Среднее значение	Предельные значения	Компоненты пыли	Среднее значение	Предельные значения
SiO <sub>2</sub>	30	10–45	C	30	10–64
CaO	4	2–18	PbO	–	до 8
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3	0,5–25	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	0,4	–
MgO	2	0,5–5	Na <sub>2</sub> O	1,5	–
e(Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ,Fe)	14	5–26	K <sub>2</sub> O	1,0	–
MnO	2	0,5–9			

Основным источником вредных выбросов в атмосферу от литейных цехов являются коксовые вагранки. При плавке 1 т жидкого чугуна, при отсутствии очистных установок в атмосферу выбрасывается до 29 кг пыли, оксида углерода – 180–200 кг, сернистого ангидрида – 1,3–1,5 кг, оксида азота – 0,12–0,14 кг. Перспективным агрегатом для вторичной плавки чугуна являются бескоксовые вагранки, работающие на природном газе. При этом валовые выбросы пыли и вредных газовыделений снижаются в десятки раз, энергетические затраты снижаются в 1,5–2,0 раза. Качество выплавляемого чугуна значительно выше за счет снижения содержания в нем серы, газов и неметаллических включений, загрязняющих металл при контакте с коксом.

Существенную роль в формировании качественных характеристик выплавляемого чугуна, а также технико-экономических характеристик плавильного агрегата играет холостая огнеупорная насадка.

Для эффективного расплавления металлической шихты в шахте вагранки и обеспечения перегрева расплавленного металла до 1500–1550 °С неременным условием является искусственное создание зоны плавления, то есть определенного пространства между металлической шихтой и подиной вагранки. В коксовых вагранках такая зона создается «холостой» колошей, которая представляет собой слой кокса толщиной от 0,5 до 1,0 м в зависимости от вагранки.

В газовых вагранках роль такого буферного слоя играет холостая огнеупорная насадка, которая в зарубежной практике применяется в виде шаров диаметром до 150 мм, изготовленных из керамических материалов. К составам материалов огнеупорной насадки предъявляются высокие требования по прочности, огнеупорности, токсичности, пористости, способности взаимодействовать с расплавленными шлаком и чугуном, а также с продуктами сгорания топлива. Высокая прочность огнеупорных изделий, в том числе при температурах 1500–1700 °С, необходима для удержания столба шихты в шахте вагранки. При этом в холостой насадке должно быть свободное пространство для протекания жидкого металла, шлака и прохода отходящих газов.

Актуальность замены коксовых вагранок газовыми объясняется тем, что до 85 % чугуна плавят в коксовых вагранках, а запасы коксующихся углей истощаются [2].

В процессе эксплуатации газовой вагранки (ГВ) выявлены следующие их преимущества перед коксовыми вагранками:

- возможность стабильно выплавлять чугуны широкого диапазона с различным содержанием углерода и низким содержанием серы;
- выплавленный чугун имеет перлитную структуру с большой дисперсностью металлической матрицы, обладает меньшим эвтектическим зерном и величиной графитных включений;
- механические свойства чугуна, полученного в ГВ, выше; его чувствительность к изменению толщины стенки меньше; обладает хорошими литейными свойствами при явной тенденции к уменьшению суммарного объема усадочных пустот и преобладанию концентрированной усадочной раковины;
- в условиях трения со смазкой чугун имеет большую износостойкость;
- выше ее герметичность;

– в ГВ возможно применять до 60 % стального лома и обеспечивать температуру чугуна до 1530 °С при содержании углерода 3,7–3,9 %;

– одна ГВ может работать без ремонта 2–3 недели;

– экологическая ситуация при переходе с кокса на природный газ изменяется коренным образом: выделение пыли в атмосферу уменьшается в 5–20 раз, содержание СО – в 50 раз, SO<sub>2</sub> – в 11 раз.

Простейшими уловителями пыли из ваграночных газов являются сухие цилиндрические и камерные искрогасители, устанавливаемые на трубах вагранок. Оседание пыли в этих аппаратах происходит в результате снижения скорости газовых потоков и многократных резких поворотов потока на 90 и 180°. В таких пылеуловителях осаждается только 40 % ваграночной пыли, поэтому в настоящее время их применение запрещено [3].

Более эффективны мокрые пылеуловители, в которых пыль осаждается не только за счет инерционных сил, но и за счет столкновения частичек пыли с мельчайшими каплями воды. Однако и в этом случае осаждается не более 75–80 % пыли, остаточная запыленность газов составляет 0,6–1,0 г/м<sup>3</sup>, а выброс пыли на 1 т выплавляемого чугуна составляет 1,5–2 кг. Как сухие, так и мокрые пылеуловители устанавливают на открытых вагранках, где движение газов через них осуществляется в результате естественной тяги грубы.

Более эффективные пылеуловители на открытых вагранках можно применять только при увеличении высоты дымовой трубы или использовании воздушных эжекторов. Двухкамерный пылеуловитель устанавливают на трубу вагранки. В сухой камере происходит очистка газов от наиболее крупных частиц пыли. Камера мокрой очистки газов располагается над камерой сухой очистки и состоит из корпуса, изготовленного из кислотостойкой стали, водоохлаждаемого зонта, в который вода подается через опорные трубы, а вытекает через верхнее отверстие. Газы из трубы вагранки проходят через сухую камеру и в кольцевом зазоре промываются водой, подаваемой через форсунки и стекающей с крыши зонта. Движение газов через пылеуловитель осуществляется за счет разрежения, создаваемого эжектором, через который в трубу пылеуловителя с высокой скоростью подается воздух с помощью специального вентилятора. В такой установке осаждается до 90 % пыли, остаточная

запыленность снижается до 0,2–0,6 г/м<sup>3</sup>, а выброс пыли составляет 1 кг на 1 т выплаваемого металла [3].

Более высокая степень очистки может быть достигнута только в вагранках закрытого типа, где за счет искусственной тяги может быть преодолено большое сопротивление движению газов в аппаратах газоочистки.

В многоступенчатых системах газоочистки предварительная очистка газов осуществляется сухим или мокрым способом в инерционных пылеосадочных агрегатах или в циклонах и скрубберах различной конструкции. Тонкая (окончательная) очистка возможна в тканевых фильтрах, электростатических пылеуловителях, аппаратах типа дезинтеграторов, эжекторных скрубберах и скоростных пылеуловителях с трубами Вентури [4].

Высокую степень очистки газов от пыли обеспечивают тканевые фильтры и электростатические пылеуловители, но они не получили распространения из-за сложности обслуживания, немалых затрат и больших занимаемых площадей [3].

Принцип работы скоростных пылеуловителей с трубами Вентури заключается в подаче потока воды со скоростью 180–200 м/с в поток газа. Вследствие большой разности скоростей потоков происходит перемешивание с каплями воды и осаждение мельчайших частиц пыли на каплях воды (коагуляция пыли), после чего пыль хорошо улавливается с помощью обычных инерционных пылеуловителей типа прямоочных скрубберов или циклонов. При перепаде давлений в трубе Вентури более 147 ГПа КПД пылеуловителя достигает 98–99 %, а выброс пыли снижается до 0,1 кг на 1 т выплаваемого чугуна.

В системе газоочистки с дезинтегратором Тайзена коагуляция пыли осуществляется в результате механического перемешивания газов с водой, подаваемой через вал ротора дезинтегратора. Газы поступают предварительно охлажденными и очищенными от крупных частиц в мокром скруббере башенного типа. Укрупненная в дезинтеграторе пыль осаждается в каплеосадителе, в котором в качестве сепаратора применяется слой засыпки из колец Рашига. Дезинтегратор является одновременно коагулятором пыли и газодувной машиной, обеспечивающей высокую степень очистки газов; надежен в эксплуатации и обеспечивает перемещение газов через систему газоочистки, но требует тщательного соблюдения техноло-

гической дисциплины: при обслуживании не допускает даже кратковременного перерыва в подаче воды, сложен в изготовлении и ремонте.

В системе газоочистки с эжекторным скруббером коагуляция частиц пыли и перемещение частиц газов через систему газоочистки также осуществляется с помощью форсунки, выбрасывающей струю воды с высокой скоростью в смесительную камеру в направлении перемещения форсуночных газов. Струя воды эжектирует поток газов, и вследствие большой разности скоростей воды и газа происходит их перемешивание и осаждение частиц пыли из газового потока на каплях воды, которые осаждаются в инерционном каплеосадителе.

Многоступенчатые системы газоочистки занимают много места и с трудом вписываются в существующие литейные цехи при установке в них вагранок закрытого типа. Поэтому для технического перевооружения действующих литейных цехов удобно использовать комбинированные пылеуловители, которые устанавливаются непосредственно на трубе вагранки, так и рядом с вагранкой в конструкциях с отбором газов ниже уровня загрузки шихты [4].

В ваграночных газах обычно содержится от 8 до 25 % CO – угарного сильно токсичного газа. Единственным способом очистки ваграночных газов от CO является их дожигание, причем эта задача тем сложнее, чем меньше содержание его в газе. При дожигании CO выделяется от 20 до 60 % всей тепловой энергии топлива, сжигаемого в вагранке. Эта теплота в той или иной степени может быть использована в ваграночных установках, и в зависимости от этого вагранки могут быть подразделены на три группы: не использующие теплоту ваграночных газов; использующие теплоту от дожигания CO; использующие как теплоту от дожигания CO, так и теплоту ваграночных газов.

Использовать теплоту, выделяющуюся при дожигании CO, для нагрева ваграночного дутья можно как во встроенных в трубу вагранки, так и в отдельно стоящих рекуператорах. Воздух, проходя по трубам, нагревается до 350 °С. Температура подогретого воздуха в таких рекуператорах непостоянна, так как зависит от режима работы вагранки, периодичности очистки поверхности труб от пыли.

Отдельно стоящие воздухонагреватели или рекуператоры по способу передачи теплоты подразделяют на:

- конвективные;
- радиационные;
- радиационно-конвективные.

Конвективные рекуператоры работают при температуре газов не выше 900 °С, обеспечивая подогрев воздуха до 500 °С. Дожигание СО осуществляется в специальной камере, предварительно нагретой до температуры 600 °С при сжигании природного газа. Устойчивое дожигание газов в этой камере обеспечивается наличием постоянного горящего факела природного газа, контролем и регулированием заданной температуры в топке (800–1000 °С), точным соотношением ваграночных газов и воздуха и их хорошим перемешиванием.

При температуре продуктов горения выше 800 °С основное количество теплоты передается излучением (радиацией), а не конвекцией. Поэтому рекуператоры, работающие при высоких температурах продуктов горения, называются радиационными. Они имеют высокую теплостойкость, что позволяет им работать при температурах продуктов горения до 1300 °С, подогревая воздух до 700 °С.

Известны два типа радиационных рекуператоров – щелевые и трубчатые. В щелевых рекуператорах, представляющих собой два вставленных один в другой цилиндра, сваренных из листов жаропрочной стали, продукты горения проходят по внутреннему цилиндру, а в кольцевом пространстве между цилиндрами пропускается нагреваемый воздух. Чаще применяют трубчатые радиационные рекуператоры, где воздух проходит по трубам, расположенным по периметру шахты. Дымовые газы проходят по сечению шахты. Дожигание ваграночных газов происходит в топке с помощью специальной турбулентной горелки после предварительного смешивания воздуха с газом. Топка предварительно разогревается до 800 °С продуктами горения природного газа. Холодный воздух подается в коллектор, а горячий отводится через другой коллектор.

Радиационные рекуператоры или воздухонагреватели имеют высокий коэффициент теплоотдачи при температурах продуктов горения выше 800 °С. Для более эффективного использования их тепло-

ты в интервале 1300–2000 °С применяют комбинированные радиационно-конвективные воздухонагреватели.

Ваграночные газы, отдавшие свою теплоту на подогрев дутья в рекуператорах, имеют еще достаточно высокую температуру (400–600 °С) и могут быть использованы в качестве теплоносителя в других целях. Теплоту ваграночных газов, прошедших рекуператор, начали использовать в котлах-утилизаторах для нагрева воды, производства пара, который в некоторых случаях применяют даже для небольших тепловых электростанций, обеспечивающих электроэнергией ваграночные установки и другое оборудование литейного цеха.

Таким образом, эффективность систем очистки выбросов и дожига ваграночных газов определяется модификацией и типом используемых вагранок.

### Литература

1. **Экология** литейного производства: учебное пособие для ВУЗов / Под ред. А.Н. Болдина, С.С. Жуковского. – Брянск: Изд. БГТУ, 2001. – 315 с.

2. **Черный, А.А.** Разработки применительно к газовой вагранке с огнеупорной холостой колошей / А.А. Черный. – Пенза, 2008. – 43 с.

3. **Промышленная экология** / под ред. В. В. Денисова. – М.; Ростов н/Д: Март, 2007. – 720 с.

4. **Росляков, П.В.** Методы защиты окружающей среды: учебник для вузов / П.В. Росляков. – М.: изд. дом МЭН, 2007. – 336 с.

УДК 669.041

**А.М. СКИБАРЬ (ОАО «МАЗ»),  
П.С. ГУРЧЕНКО, д-р техн. наук (БНТУ)**

### **ПЕРСПЕКТИВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ ЛИТЕЙНОГО ПРОИЗВОДСТВА ОАО «МАЗ» НА 2013-2020 ГОДЫ**

Основой белорусского машиностроения являются крупные предприятия автомобилестроения, сельскохозяйственного машиностроения, приборостроения и радиоэлектроники, на долю которых приходится свыше 60 % производства отрасли. Учитывая, что пер-

спективы развития белорусских автомобилестроительных предприятий определяются уровнем конкурентоспособности по сравнению с аналогичными зарубежными предприятиями, и в первую очередь российскими, в последние годы особую роль в производственном процессе имеет повышение уровня качества выпускаемой продукции. В современных условиях эта задача становится судьбоносной для каждого предприятия и белорусского машиностроения в целом, поэтому для ее решения необходимо проводить постоянную работу по техническому перевооружению энерго- и материалоемких технологий.

В связи с тем, что структура машиностроительного комплекса Беларуси была сформирована в эпоху бывшего СССР, в настоящее время автомобилестроительные предприятия республики имеют значительный уровень износа основных фондов.

Решение указанных проблем является актуальным и для литейного производства. Так, например, в предыдущие годы перевооружение существующих литейных мощностей ОАО «МАЗ» шло недопустимо низкими темпами, что могло привести к утрате заводом конкурентоспособности на мировом рынке.

Литейное производство выгодно отличается от других заготовительных производств (поковки, штамповки, сварки) тем, что методом литья возможно изготавливать заготовки, максимально приближенные по геометрии к самым сложным деталям машин. При современных литейных технологиях коэффициент использования металла достигает 85–97 % в цветном литье и более 70 % – в чугунолитейном производстве. Поэтому литейное производство должно занимать лидирующее положение среди заготовительных производств и его модернизации необходимо уделять особое внимание.

При выполнении модернизации необходимо учитывать, что функционирование литейно-механических мощностей всех машиностроительных предприятий носит высокзатратный характер, имеет низкоэффективное использование сырья, технологических материалов, энергоносителей, трудовых и финансовых ресурсов, что приводит к низкой производительности производства и высокой стоимости продукции. Не лишено этих недостатков и действующее литейное производство Минского автомобильного завода.

Литейное производство ОАО «МАЗ» включает в себя сталелитейные цехи: СЛЦ-1, СЛЦ-2, литейный цех ковкого чугуна (ЛЦКЧ),

серого чугуна (ЛЦСЧ) и цех заготовки шихты (ЦЗШ). На предприятии производятся основные марки сплавов: Сталь 40Л, Сталь 35Л, СЧ 20, ВЧ 45. Вес изготавливаемых отливок – от 0,1 до 300 кг.

Проведенный анализ показывает, что на сегодняшний день продолжительность эксплуатации оборудования литейных цехов ОАО «МАЗ» составляет более 20 лет, большинство оборудования морально и физически устарело и требует модернизации или полной замены на современные образцы.

Для замены устаревших технологий и физически изношенного оборудования на заводе разработан проект технико-экономического развития литейного производства, предусматривающий внедрение современных инновационных технических решений и эффективных технологий организации производства. Проектом предусмотрено создание современного сертифицированного по европейским требованиям литейно-механического производства на ОАО «МАЗ», обеспечивающего снижение производственных затрат и их энергоёмкости.

При выборе стратегии развития литейного производства ОАО «Минский автомобильный завод» для размещения производства отливок из высококачественных марок серого и высокопрочного чугунов и стали учтены следующие основные факторы:

- соответствие проектного решения цеха принципу конвейерно-поточного производства;
- наличие свободных площадей и пролетов, возможность их освобождения и установки дополнительного оборудования (увеличения имеющихся мощностей);
- соответствие состава оборудования и технологий современному уровню производства отливок моторной группы;
- высокий уровень квалификации специалистов (инженерно-технических работников и рабочих), необходимый для производства отливок высокой сложности;
- возможность прямой кооперации по поставкам с заводами потребителей;
- экологическая безопасность (удаленность производства от жилых массивов), установка оборудования с минимальными выбросами в окружающую среду.

При этом принято к сведению, что за последние годы изменились приоритеты в развитии технологических процессов литейного

производства в сторону повышения их экологической безопасности. На первый план выходят аспекты производства, которые определяются вредными выбросами в атмосферу, жестко регламентируемыми Киотским протоколом (Указ Президента Республики Беларусь от 12 августа 2005 г. № 370 «О присоединении Республики Беларусь к Киотскому протоколу к Рамочной конвенции Организации Объединенных Наций об изменении климата». Национальный реестр правовых актов Республики Беларусь, 2005 г., № 128, 1/6695).

С учетом перечисленных факторов оптимальным является развитие на ОАО «МАЗ» производства отливок из серого и высокопрочного чугуна на площадях «Блока чугунолитейных цехов», стального литья на площадях СЛЦ-2 с его дальнейшим расширением.

Приоритетными направлениями модернизации литейного производства ОАО «МАЗ» приняты также:

- увеличение плавильных мощностей за счет освоения получения жидкого металла в среднечастотных индукционных тигельных печах емкостью 8 т, позволяющих получить качественный металл (высокопрочные марки серого чугуна СЧ 25, СЧ30) при имеющихся шихтовых материалах с системой вытяжки и газоочистки, обеспечивающих возможность работы печей на металлической шихте (стружка) с замасленностью продуктами СОЖ до 6–7 % и соответствием на рабочем месте по показателям всех норм охраны окружающей среды и норм безопасности Республики Беларусь (не более 20 мг/м<sup>3</sup> по взвешенным частицам);

- увеличение мощностей формовочного отделения за счет ввода в эксплуатацию новых современных импульсно-прессовых автоматических формовочных линий, что позволит после пуска линий и дооснащения производства начать освоение на ней выпуска отливок со снижением припусков на механическую обработку отливок и увеличением размерной точности отливок.

Основной целью модернизации литейных цехов является получение высококачественных чугунных и стальных отливок за счет замены, модернизации и автоматизации оборудования наиболее ответственных участков, технологического цикла и максимальным исключением участия человека в нем.

Общими принципами стратегии развития литейного завода должны стать:

- оптимизация мощностей с учетом возможности их максимальной-эффективной загрузки для выпуска автомобилей, автобусов, а также поставке литья по МЗК;

- обеспечение возможности технического перевооружения для выпуска высококачественных заготовок, максимального удовлетворения потребительских свойств, снижение затрат за счет внедрения новых технологий, материалов и оборудования, энергосберегающих и природоохранных технологий;

- развитие и модернизация мощностей по подготовке производства, развитие мощностей модельного цеха и цеха заготовки шихты;

- создание сквозной САПР.

Для достижения поставленной цели предусмотрены следующие направления.

**I. Техническое перевооружение плавильного отделения цеха серого чугуна.** Предусматривается использование в качестве плавильных агрегатов в ЛЦСЧ индукционных печей средней частоты, так как использование существующих плавильных агрегатов характеризуется рядом недостатков: высокие капитальные и эксплуатационные расходы из-за большого объема очищаемых горючих газов, большие габаритные размеры установки, низкий термический КПД вагранки, периодическая (автоматическая или ручная) очистка рекуператора от пыли; опасность воспламенения газов, сопровождаемая взрывами в трубопроводах и устройствах, расположенных до камеры дожигания; большие объемы газов, подвергающихся тонкой очистке. Применение электроплавки позволит использовать в шихте более дешевые материалы, отходы, чугунную стружку. За 2011 год по заводу образовалось 4 300 т чугунной стружки и в собственном производстве ее использовано менее половины. Процесс работы вагранок не позволит применять в шихте более 10–15 % стружки, предварительно брикетированной. При индукционной плавке возможно использование образующейся на заводе чугунной стружки в шихте, что позволит отказаться от закупки литейных и титаномедистых чугунов и вести плавку на собственных отходах и покупном стальном ломе 1А, выдерживая химический состав вводом науглероживателей и ферросплавов.

Внедрение системы взвешивания и корректировки шихты позволит в автоматическом режиме производить контроль над выплавляемым металлом с учетом применяемых шихтовых материалов и

оперативно в процессе расплава производить ввод необходимых добавок для получения качественного металла, обеспечивая соответствие сплава по химсоставу и физико-механическим свойствам (таблицы 1 и 2) в соответствии с нормативными документами.

Получение расплава для производства отливок из высокопрочного чугуна и высоких марок серого на среднечастотных индукционных печах позволит получать качественный металл с постоянным химическим составом и температурой, а также снизить вредные выбросы в атмосферу (таблица 3).

Таблица 1 – Физические свойства чугуна с пластическим графитом

Марка чугуна	Плотность, кг/м <sup>3</sup>	Линейная усадка, %	Модуль упругости при растяжении, Е·10 <sup>-2</sup> МПа	Удельная теплоемкость при температуре от 20 до 200 °С	Коэффициент линейного расширения при температуре от 20 до 200 °С	Теплопроводность при 20 °С, Вт/(м·К)
СЧ20	7,1·10 <sup>3</sup>	1,2	» 850 » 1100	480	9,5·10 <sup>-6</sup>	54
СЧ25	7,2·10 <sup>3</sup>	1,2	» 850 » 1100	480	9,5·10 <sup>-6</sup>	54
СЧ30	7,3·10 <sup>3</sup>	1,3	» 850 » 1100	480	9,5·10 <sup>-6</sup>	54

Таблица 2 – Физические свойства чугуна с шаровидным графитом

Марка чугуна	Марка чугуна по СТ СЭВ 4558-84	Временное сопротивление при растяжении, МПа, (кгс/мм <sup>2</sup> )	Условный предел текучести, МПа (кгс/мм <sup>2</sup> )
		не менее	
ВЧ 45	33145	450 (45)	310 (31)
ВЧ 50	33150	500 (50)	320 (32)

Таблица 3 – Ориентировочные показатели по возможным снижениям вредных выбросов при переходе на новые виды плавки

Снижение выбросов вредных веществ в атмосферу	По существующей технологии	По внедряемой технологии	Снижение
		Оксид углерода (СО) 817,0 т. Углеводороды 7,2 т. Пыль неорганическая (SiO > 70 %) 59,1 т. Сернистый ангидрид (SO <sub>2</sub> ) 3,98 т. Диоксид азота (NO <sub>2</sub> ) 23,11 т	Оксид углерода (СО) 13,1 т. Углеводороды 1,2 т. Пыль неорганическая (SiO > 70 %) 10,6 т. Сернистый ангидрид (SO <sub>2</sub> ) 1,53 т. Диоксид азота (NO <sub>2</sub> ) 6,86 т

Для осуществления индукционной плавки предусмотрена закупка индукционного оборудования у фирм-производителей средне-частотных индукционных тигельных печей: OTTO JUNKER (Германия), ABP induction Systems (Германия), «INDUCTOTERM» (США), «EGES» (Турция).

Для получения жидкой стали целесообразно использовать дуговые сталеплавильные печи с системой газоочистки. В настоящее время в республике сложилась сложная ситуация с обеспечением литейных цехов машиностроительных предприятий качественным ломом и отходами черных металлов, вследствие увеличения мощностей «БМЗ» по производству проката и трубной заготовки. Поставки на предприятия от ГО «Белвормет» лома и отходов видов 1А и 2А уменьшились, а отсутствие поставок титаномедистых чугунов повлекло за собой увеличенное использование в металлозавалке стальных и чугунных металлоотходов. Дуговые сталеплавильные печи позволят использовать в металлозавалке амортизационные лом и отходы с низким насыпным весом и качеством.

**II. Модернизация формовочного отделения сталелитейного цеха и ЛДСЧ с внедрением изготовления форм на автоматических формовочных линиях со смесеприготовлением на базе вихревых смесителей и использованием порошкообразных бентонитов.** С целью приготовления качественных формовочных смесей для изготовления песчано-глинистых форм на автоматических формовочных линиях необходимо предусмотреть:

- внедрение новой системы смесеприготовления, основанной на использовании необходимого современного комплекта оборудования с гибкой системой регулирования свойств формовочных смесей в зависимости от состава исходных материалов, заданных свойств смесей и состояния технологического оборудования;

- применение современной системы подготовки отработанной формовочной смеси с возможностью предварительной очистки отработанной смеси, усреднения ее свойств и охлаждения до температуры до 40°;

- применение вихревых смесителей для смешивания компонентов смеси;

- автоматизированный контроль процесса подготовки оборотной смеси и смесеприготовления;

- раздачу жидкого металла от комплекса среднечастотных индукционных тигельных печей на действующие формовочные конвейера, в дальнейшем возможность раздачи металла до полного освоения внедряемых АФЛ на функционирующее и внедряемое формовочное оборудование без остановки действующего производства;
- заливочные устройства с возможностью применения современных способов модифицирования.

Основой обеспечения необходимого уровня качества деталей и конкурентоспособности производства является применение эффективных процессов формовки, процессов изготовления стержней, процессов плавки, а также оборудования, максимально исключающего ручной труд. Производство отливок должно осуществляться на автоматических формовочных линиях (АФЛ).

Для изготовления отливок возможно применение трех видов разовых форм, получаемых современными процессами формообразования:

1. Формы из сырых песчано-глинистых смесей (ПГС) – импульсно-прессовый метод уплотнения.

В настоящее время он является наиболее перспективной технологией в области формообразования по следующим технико-экономическим показателям:

- обеспечивает оптимальную высокую плотность формы у модельной плиты и по всему объему;
- расход воздуха в 2 раза меньше чем при прессовании и в 3 раза меньше, чем при пескодувном уплотнении;
- позволяет уплотнять до необходимой плотности высокие «болваны» форм;
- обеспечивает газопроницаемость формы в 1,2 раза выше по сравнению с уплотнением прессованием при одинаковой поверхностной твердости;
- повышает размерную и массовую точность отливок, снижает их массу до 10 % по сравнению с отливками, получаемыми встряхивающе-прессовой формовкой, обеспечивает ужесточение класса точности отливок по массе и размерной точности с 11–10 класса на 8–9 класс (ГОСТ 26645-85);
- обеспечивает малый износ моделей;

- создает хорошие условия для гладкой поверхности отливки за счет равномерного распределения зерен песка при уплотнении и накоплении его микрочастиц возле поверхности модели;

- за счет автоматизированной замены модельной оснастки со склада моделей в цикле формообразования позволяет сократить время переналадки, оперативно производить корректировку подетальной программы, снизить затраты на незавершенное производство, повысить выработку на одного работающего.

2. Формы из холоднотвердеющих смесей (ХТС, процессы No-bake) – уплотнение вибрацией и отверждение при выдержке.

3. Вакуумно-пленочные формы – уплотнение смеси (песок, не содержащий связующих компонентов) предварительной вибрацией и вакуумированием.

Внедрение технологии изготовления отливок на автоматической формовочной линии позволит уменьшить припуски, снизить существующие расходы топлива и энергии, уменьшить расходы по содержанию и эксплуатации, снизить потери от брака до более низкого уровня (4–5 %) и максимально снизить трудоемкость изготовления форм и повысить точность отливок.

Для оценки возможности реализации предлагаемых технических решений применительно к ОАО «МАЗ» и выбора фирмы – поставщика технологического комплекса оборудования для изготовления форм для чугуновых и стальных отливок предусмотрено проведение тендера с участием следующих предприятий: Heinrich Wagner Sinto Maschinenfabric GmbH, D-57334 Bad Laasphe (Германия); Kunkel Wagner, Prozesstechnologie GmbH, D-31061 Alfeld/Leine (Германия); Savelli S. p.A., I-25040 Gamignone di Passirano/BS (Италия); НПО «Донмет-импульс», 393913 г. Краматорск, Донецкая обл. (Украина).

**III. Модернизация смесеприготовительных отделений литейного завода.** В настоящее время в отечественном литейном производстве при многономенклатурном производстве оптимального эффекта стабилизации свойств и состава смеси можно достичь путем внедрения новой системы смесеприготовления.

Модернизация смесеприготовительного участка с установкой вихревых смесителей позволит улучшить технологические и эксплуатационные параметры и технологию изготовления стержней.

*Технологические параметры.* По сравнению с катковым вихревым смесителем обеспечиваются повышение качественных характеристик формовочной песчано-глинистой смеси: газопроницаемость в 1,2–1,5 раза; прочность на 10–15 %; уплотняемость на 15–20 %.

Технологические свойства смеси в каждом замесе постоянны.

В смеси, подвергающейся в процессе перемешивания многократному воздействию на нее вихревой головки, отсутствуют комья, она имеет рыхлую структуру, обладает высокой сыпучестью, что способствует лучшему заполнению опок при формовке и обеспечивает более равномерное уплотнение форм.

Современные дозирующие устройства для всех типов технологических добавок позволяют соблюдать установленную рецептуру состава освежения, осуществлять гибкое управление составом формовочной смеси, способствуя тем самым не только стабилизации технологических свойств смеси, но и гарантируя выпуск отливок высокого качества.

*Эксплуатационные параметры.* Вихревой смеситель, по сравнению с катковым, обладает более высокой (в 1,5–2 раза) производительностью за счет увеличения объема замеса и сокращения времени рабочего цикла. Удельное энергопотребление вихревого смесителя в 1,5–2 раза ниже, чем каткового, а время замеса составляет 1–1,5 мин с загрузкой и выгрузкой смеси. Экономия энергозатрат по сравнению с катковыми смесителями с массой замеса 1 т за 1 год составляет до 135,1 тыс. кВт/ч в год при двухсменном режиме (38 т у.т.).

Выбор оборудования необходимо проводить так, чтобы оно удовлетворяло принципам комплексной автоматизации. Компактное расположение полного цикла производства, полный автоматизированный контроль процесса смесеприготовления способствуют стабильности высокого качества изделий, снижению себестоимости отливок, снижению потерь на утилизацию формовочной смеси, обеспечению экологической безопасности производства.

*Технология изготовления стержней.* В последнее десятилетие лидирующие позиции в работах по модернизации стержневых отделений предприятий СНГ занимает технология Cold-box-amin. В зависимости от вида технологии изготовления стержней и масштабов производства для приготовления стержневых смесей в промышленно-

сти используются смесители периодического и непрерывного действия.

Смесители этого типа позволяют перемешивать различные типы песчано-смоляных стержневых смесей: маложивучие ХТС (технология No-bake) и смеси, используемые для машинного производства стержней горячего и холодного отверждения (соответственно, Hot- и Cold-box-amin процессы).

Изготовление стержней по ХТС и Cold-Boxes-Amin процессам позволит: повысить на 1–2 класса точность стержней и отливок ввиду отсутствия термических деформаций и коробления стержней при их формировании и хранении; улучшить чистоту поверхности отливок; сократить брак при производстве стержней.

В качестве мировых лидеров в области литейных технологий и оборудования для изготовления стержней, стержневых пакетов и стержневых форм являются: Фирма Laetpre, ОАО «БЕЛНИИЛИТ».

**IV. Использование прогрессивных технологических решений и современного оборудования.** Учитывая ужесточение экологических требований, необходимо применять современные системы очистки отходящих газов. Кроме того, весьма важной проблемой является утилизация твердых отходов литейного производства. Отработанные формовочные и стержневые смеси, относящиеся к 4-й категории опасности, составляют 90 % отходов. Поэтому для условий ОАО «МАЗ» с точки зрения экономической целесообразности и экологической безопасности производства требуется регенерация отработанных смесей в местах их образования.

**V. Модернизация модельного цеха.** В этом направлении предусмотрено внедрение высокоскоростных обрабатывающих центров с ЧПУ для обработки металлических, пластиковых и деревянных моделей и мастер-моделей, которые должны иметь возможность разворота инструмента в 3-х осях и быть интегрированы с имеющимися на предприятии системами ЧПУ.

### **Заключение**

В соответствии с существующей необходимостью переоснащения литейного производства ОАО «МАЗ», с учетом организации нового производства для выпуска 31 тыс. автомобилей в год, необходимо разработать и осуществить индивидуальный план развития литейного производства (бизнес-план), создания конкурентоспо-

собных направлений изготовления чугунного и стального литья по всем переделам литейного производства.

Развитию литейного производства ОАО «МАЗ» должны способствовать разработанные мероприятия по повышению и стабилизации качества литья, охраны окружающей среды, внедрению нового прогрессивного оборудования, совершенствованию технологических процессов, внедрению систем автоматизированного проектирования, снижению металлоемкости деталей, увеличению производительности труда.

Развитие литейного производства ОАО «МАЗ» должно базироваться на выпуске качественных отливок из высоких марок серого чугуна с внедрением индукционной плавки, основанной на среднечастотных печах, что позволяет снизить экологическую нагрузку на воздушный бассейн и уменьшить санитарно-защитную зону. Изготовление сырых песчано-глинистых форм необходимо осуществлять на автоматических формовочных линиях при сокращении занимаемых площадей и увеличении съема тоннажа отливок с квадратного метра производственной площади цеха.

Развитие цеха высокопрочного чугуна необходимо осуществлять с наращиванием мощностей по выпуску отливок, исходя из мировой тенденции перевода автомобильных отливок со стали на высокопрочный чугун. При этом предусмотрена дополнительная установка двух среднечастотных индукционных печей емкостью 6 т и перевод изготовления форм на современную автоматизированную формовку, позволяющую максимально снизить припуски на механическую обработку отливок.

Развитие сталеплавильного производства ОАО «МАЗ» на площадях СЛЦ-2 необходимо осуществлять по нескольким направлениям:

- получение жидкой стали в дуговых сталеплавильных печах с системами газоочистки;
- изготовление опытных, разовых отливок и крупного штампового литья в сухих химически отвержденных формах с окраской внутренних полостей для предотвращения пригара;
- изготовление темповых отливок на автоматических формовочных линиях в сырых песчано-глинистых формах с ликвидацией конвейера со встряхивающими машинами;
- изготовление отливок по выплавляемым моделям с внедрением нового плавильного и формообразующего оборудования.

Для ускорения процесса подготовки производства и увеличения мощностей модельного цеха предусмотрено внедрение сквозной САПР, что позволит вести проектирование и моделирование модельной оснастки с применением ПВЭМ с дальнейшим внедрением в технологический процесс модельного цеха станков с ЧПУ. Кроме того, для сокращения временных и финансовых затрат на создание или оптимизацию технологии производства отливки требуемого качества необходимо внедрение системы компьютерного моделирования литейных процессов.

УДК: 621.74

В.Н. ФЕДУЛОВ, канд. техн. наук (БНТУ)

## **ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ ПРЕСС-ФОРМ ДЛЯ ЛИТЬЯ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ В ПРОЦЕССЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ**

Пресс-формы литья под давлением алюминиевых сплавов выходят из строя в основном по причинам эрозионного размыва и образования разгарных и магистральных трещин [1–4]. Этот вид инструмента является весьма дорогостоящей технологической оснасткой и поэтому представляет интерес для изучения с целью повышения эксплуатационной стойкости. Изготовление инструментов связано со значительными затратами материалов (до 30 %), энергетических (до 25–30 %) и трудовых (до 45–50 %) ресурсов. Себестоимость и качество металлоизделий, полученных методами литья под давлением цветных сплавов, напрямую связаны со сроком службы матриц и пуансонов пресс-форм или стойкостью. Фактическая стойкость определяется, главным образом, состоянием стали (износостойкостью) инструмента в местах непосредственного контакта с жидким металлом (рабочие поверхности), то есть свойствами стали в наружных слоях рабочей поверхности после термической или химико-термической обработки при изготовлении.

Целью настоящего исследования является анализ причин выхода из строя пресс-форм при литье под давлением алюминиевых сплавов в процессе эксплуатации и восстановление свойств рабочей по-

верхности матриц и пуансонов во время проведения профилактических работ.

Методика исследований включала два этапа. На первом этапе определяли поверхностные дефекты, образующиеся на рабочих частях в процессе различных по протяженности периодов эксплуатации пресс-форм, осмотром с применением увеличительных средств (луп с увеличением  $\times 4-10$ ), и анализировали их возникновение. На втором этапе на основе проведенных исследований разрабатывали метод повышения стойкости пресс-форм и устанавливали время проведения его в процессе профилактических ремонтов, что и являлось новым в этой работе.

В процессе эксплуатации пресс-форм, не подвергавшихся химико-термической обработке при изготовлении, при выработке половины ранее установленного ресурса отсутствуют заметные дефекты рабочей поверхности, а поверхностные свойства рабочих частей пресс-формы могут быть достаточно эффективно восстановлены без проведения дополнительного шлифования. При выработке 70 % ранее установленного ресурса эксплуатации появляются различные признаки начала микроразрушения: разный цвет поверхности и изменение ее шероховатости. Восстановление поверхностных свойств рабочих частей пресс-формы необходимо, но более трудоемко по сравнению с первым периодом эксплуатации в связи с необходимостью проведения операции шлифовки на требуемую глубину (не только выравнивание шероховатости поверхности, но и доведение основных размеров).

Роль циклического термического воздействия на первом этапе эксплуатации пресс-формы заключается в провоцировании процессов диффузии элементов в поверхностном слое материала формы и их перераспределении. Главную роль на этом этапе играет создание концентраторов термических напряжений между структурными составляющими: первичными карбидами и перлитной матрицы из-за разницы в их теплопроводности [3]. Одним из факторов, также существенно влияющих на склонность металла к разгарному разрушению, является наличие неметаллических включений и их распределение в поверхностном слое стали. На наш взгляд, также существенным фактором, снижающим разгаростойкость сталей, является наличие в их структуре химически связанного водорода (гидридов).

Гидриды под термическим воздействием выделяют атомарный водород, который стремится к поверхности и располагается в напряженных местах (чаще по границам зерен или в микронесплошностях другого типа), что в конечном итоге и обеспечивает зарождение трещины. Под воздействием циклических теплосмен происходит увеличение локальной концентрации напряжений, а также увеличение их числа и возникновение полостей разрушения. Интенсивность этих процессов в большой мере зависит от увеличения твердости стали рабочих поверхностей, а также от интенсивности действия термоциклических напряжений и увеличения уровня напряжений вблизи концентраторов. Под воздействием химических реакций и циклических термических напряжений образуются сначала поверхностные микротрещины, а затем и трещины разгара. Увеличение твердости материала рабочих частей пресс-формы или создание неоднородной структуры повышает чувствительность к концентрации и локализации напряжений в процессе эксплуатации, ведет к формированию первичных микротрещин, появлению вторичных трещин, а также к образованию быстроразвивающихся магистральных трещин. Поэтому наблюдение за пресс-формами следует вести как в первые два периода эксплуатации, так и на протяжении всей эксплуатации. Это позволит оказывать большее влияние на увеличение общего срока службы этой оснастки.

Образование трещин было отмечено при выработке 80 % ресурса эксплуатации в наиболее нагруженных местах рабочей поверхности: в месте вхождения расплава в рабочую зону, в местах, наиболее подверженных транспортировке жидкого металла в заднюю часть пресс-формы, и там, где имеются места с выступающими частями гравюры. На этом этапе эксплуатации пресс-формы восстановление поверхностных свойств уже невозможно из-за появления макротрещин разгара, хорошо видимых без применения увеличительных средств. Начиная этот процесс с появления на поверхности отдельных, относительно равномерно распределенных, розеткообразных очагов разрушения.

Анализ показывает, что такую статистически устойчивую закономерность из всех возможных дефектов на поверхности могут дать только стыки границ зерен и фаз, что и отмечалось в работе [1].

Границы зерен и фаз обнажаются в процессе работы и тем самым выводят на поверхность ослабленные участки поликристаллического конгломерата. Дальнейшее развитие микротрещин и их рост определяется сочетанием напряженного состояния и ориентировки границы зерен и фаз. Исследования, проведенные ранее, показали, что при наличии диффузионного слоя даже малой толщины (вплоть до 0,05 мм) приваривание алюминиевого сплава к поверхности инструмента практически не происходит в течение длительного периода, пока не будет удален упрочненный слой в процессе эксплуатации [2].

Рабочие части пресс-форм (матрицы, пуансоны, рассекатели), как уже отмечалось, испытывают сравнительно малые удельные нагрузки и значительные тепловые воздействия. Износ инструмента с рабочими поверхностями, не подвергнутыми химико-термической обработке, может начаться с приваривания заливаемого металла уже после получения нескольких сотен отливок, что вызывает необходимость зачистки рабочей поверхности матрицы или пуансона, часто с ухудшением ее чистоты обработки. Впоследствии в этом месте и происходит более частое приваривание жидкого металла и опять производится ручная зачистка этих зон, так как увеличивается шероховатость поверхности, а это способствует образованию очагов эрозии стали и приводит в дальнейшем к выходу из строя пресс-формы.

До настоящего времени использовался еще один способ восстановления свойств рабочей поверхности пресс-форм для литья под давлением, например, магниевых и других сплавов во время профилактических работ [4, 5], включающий проведение регулярного отпуска матриц и пуансонов для снятия термических напряжений при температуре 300–400 °С [5]. Этот способ является прогрессивным, но и он в настоящее время используется крайне редко.

В таблице 1 в качестве примера приведены результаты восстановления свойств рабочей поверхности матриц и пуансонов из стали 4Х5МФС для пресс-форм литья детали типа цилиндра с ребрами во время проведения профилактических работ и данные по изменению их стойкости. Рабочие части при изготовлении пресс-формы не подвергались химико-термической обработке.

Таблица 1 – Проведение различных схем профилактических работ и их влияние на стойкость пресс-форм литья алюминиевых сплавов из стали 4X5MΦС

№ способа обработки	Содержание операций при проведении профилактической работы после выработки 0,7 ресурса пресс-формы	Количество отливок, полученных при полном использовании инструмента	Примечание
1	Известный способ: только зачистка и полировка дефектных мест	41520 шт.	Инструмент снят на профилактику после изготовления 28000 отливок
2	Известный способ: зачистка и полировка дефектных мест и отпуск 400 °С, 3 ч	53450 шт.	то же
3	Разработанный способ: зачистка и полировка дефектных мест и отпуск: 540°С в течение 6 ч, с предварительным нанесением на рабочую поверхность слоя карбонитрирующей смеси толщиной 8 мм	83610 шт.	- « -

Из таблицы очевидно, что применение разработанного способа восстановления свойств рабочей поверхности матриц и пуансонов во время профилактических работ способствует значительному увеличению количества изготовленных отливок из алюминиевого сплава в течение всего цикла использования пресс-форм по сравнению с проведением только зачистки или только зачистки и отпуска для снятия термических напряжений. Пресс-формы, обработанные по разработанному способу, в результате проведения сравнительных испытаний показали стойкость в 1,5–2 раза выше, чем подвергавшихся только зачистке и полировке или зачистке и полировке и отпуску для снятия термических напряжений во время ремонта после наработки 70 % ресурса.

Объясняется это явление следующим. При циклических нагревах во время эксплуатации пресс-форм литья под давлением, например, алюминиевых сплавов, кроме образования термических напряжений происходят также структурные изменения в поверхностном слое рабочей поверхности матриц и пуансонов. Для пресс-форм из стали 4X5MΦС характерно образование в структуре дефектов в ви-

де участков обезуглероживания, перераспределения легирующих элементов, появления вакансий и микропустот, «белых» или светлотравящихся пятен, скопления атомарного водорода в поверхностном слое и др. После проведения отпуска, указанного в работе [5], дефекты структуры лишь частично устраняются, однако свойства стали в поверхностном слое не восстанавливаются полностью, хотя стойкость пресс-форм из-за снятия термических напряжений в матрице и пуансоне повышается значительно. Недостатком способа, включающего только снятие термических напряжений, является то, что фактически происходит лишь фиксация структурных изменений в поверхностной зоне стали, произошедших в результате достигнутой стадии эксплуатации, и их развитие возможно при дальнейшей работе до более значительных масштабов и даже до появления микротрещин и разрушения. Соответственно происходит снижение качества получаемого металлоизделия при увеличении периода эксплуатации пресс-форм и в то же время не используются все возможности повышения их ресурса.

Решение возникшей проблемы может быть достигнуто тем, что нужно добиваться не только снятия термических напряжений путем отпуска матрицы и пуансона, а необходимо с помощью химико-термической обработки устранить возникшие структурные изменения в поверхностном слое рабочих частей пресс-форм. На стадиях 50 % или 70 % выработки ресурса следует остановить эксплуатацию пресс-формы, снять ее с литейной машины, очистить от грязи и остатков алюминия и произвести осмотр поверхности рабочих частей с применением увеличительных средств для выявления мест образования разнотонности поверхности и нарушения шероховатости поверхности. Это должно быть сделано до появления первых мелких (уже визуально видимых) трещин. После этого матрицу и пуансон необходимо подвергнуть восстановлению поверхностных свойств за счет следующих мероприятий: произвести зачистку и полировку шлифовальной машиной подозрительных мест и обезжирить поверхность каким-нибудь растворителем или раствором моющего средства. Восстановление свойств рабочей поверхности пресс-форм необходимо производить при температуре нагрева 520–560 °С с предварительным нанесением на рабочую поверхность матрицы и пуансона, например, слоя толщиной 8 мм карбонитрирующей смеси разработанного автором состава [6]: калий железизи-

стосинеролистый – 45 %, оксид кремния – 45 %, натрий хлористый – 5 %, кальций фтористый – 5 %, при выдержке 4–6 ч. Это приводит к насыщению стали в поверхностном слое углеродом и азотом на глубину до 0,1 мм, удалению атомарного водорода, устранению значительной части дефектов структуры и снятию термических напряжений в стали между наружными слоями и сердцевиной. При этом происходит восстановление и даже улучшение (по сравнению с отсутствием химико-термической обработки при изготовлении) свойств рабочей поверхности и стабилизируется структура стали после охлаждения на воздухе до комнатной температуры как в поверхностном слое, так и во всем объеме инструмента. Эти процессы в конечном итоге обеспечивают значительное повышение срока службы (стойкости) пресс-форм и качества получаемых отливок из алюминиевых сплавов. Восстановительные работы можно проводить также и в случае эксплуатации пресс-форм, когда при их изготовлении проводили химико-термическую обработку рабочих поверхностей.

Технологический процесс внедрен на ОАО «Мотовело». Восстановлению подвергались пресс-формы 067-1210 (6 шт.), 067-1066 (2 шт.), 067-1087 (2 шт.), 067-0944 (2 шт.) общей стоимостью 102 млн. рублей. Обмазка [6] дополнительно апробирована на ОАО «Кузнечный завод тяжелых штамповок», технологический процесс химико-термического упрочнения матриц и пуансонов из стали 4X5MФС типа 600-7028.01.001-012 с использованием этой обмазки внедрен в 2011 г. В общей сложности было упрочнено около 490 деталей. Годовой экономический эффект составил около 60 млн. рублей.

### **Выводы:**

1. Основное повышение стойкости технологической оснастки горячего формообразования на стадии эксплуатации достигается при своевременном проведении восстановительных работ, включающих на стадии выработки ресурса от 50 % до 70 % операцию химико-термической обработки (карбонитрирование) при ремонте. Проведение этого мероприятия не исключает проведения других планово-предупредительных работ: использования смазочных материалов во время эксплуатации и отпуса для снятия термических

напряжений на более ранних этапах и зачистки мест налипания металла (без снятия пресс-формы с литейной машины).

2. Повышение стойкости стального формообразующего инструмента позволит сократить его производство до 1,5–2 раз и получить в итоге значительную экономию электроэнергии за счет сокращения расходов на эксплуатацию оборудования различного типа (металлообрабатывающее и термическое оборудование), а также трудовых затрат.

3. Технологический процесс восстановления пресс-форм внедрен на ОАО «Мотовело».

### Литература

1. **Факторы** стойкости форм из стали 4X5МФС при литье под давлением алюминиевых сплавов / В.А. Стрельский [и др.] // Литейное производство. – 1975. – № 7. – С. 81–83.

2. **Комплексное насыщение инструментальных сталей** из технологических обзоров / Н.С. Траймак [и др.] // Сб.: Прогрессивные методы термической и химико-термической обработки деталей машин и инструмента (Тезисы). – Минск, 1977. – С. 76–77.

3. **Федулов, В.Н.** Перспективы использования существующих и создания новых инструментальных сталей для производства технологической оснастки горячего формообразования изделий / В.Н. Федулов // Литье и металлургия. – 2006. – № 1. – С. 125–129.

4. **Никулин, Л.В.** Литье под давлением магниевых сплавов / Л.В. Никулин, Т.Н. Липчин, М.Л. Заславский. – М: Машиностроение, 1978. – 181 с.

5. **Травин, О.В.** Материаловедение / О.В. Травин, Н.Т. Травина. – М: Металлургия, 1989. – 384 с.

6. **Состав** обзаки для диффузионного карбонитрирования : пат. 15496 Респ. Беларусь, МПК С23С 8/72 / В.Н. Федулов; заявитель БНТУ. – № а 20100807 ; заявл. 24.05.2010 ; опубл. 28.02.2012 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2012. – № 1. – С. 120.

УДК 621.791.13

**В.Н. КОВАЛЕВСКИЙ**, д-р техн. наук,  
**Г.М. СЕНЧЕНКО**, канд. техн. наук,  
**В.С. НИСС**, канд. техн. наук (БНТУ)

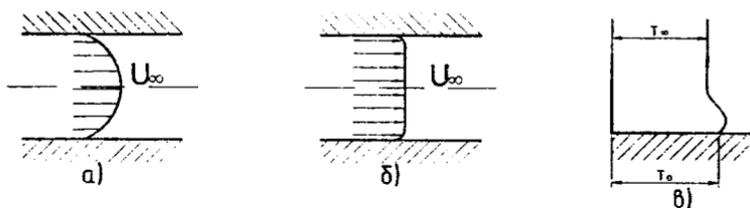
### **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И ТЕРМОНАПРЯЖЕНИЙ ПРИ СВАРКЕ ВЗРЫВОМ ТРУБНЫХ ЗАГОТОВОК ИЗ ДЮРАЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА Д16 И СТАЛИ 40Х**

При изготовлении трубных слоистых композиционных материалов (КМ) методом сварки взрывом (СВ) важное значение имеют тепловые процессы, происходящие в приконтактной зоне, особенно при сварке цветных металлов и сплавов с низкой температурой плавления, когда возможное образование расплавов и участков с хрупкой интерметаллидной прослойкой препятствует получению качественного сварного соединения. Кроме того, при сварке материалов с резко отличающимися теплофизическими характеристиками с ростом температуры в зоне сварки увеличивается вероятность возникновения больших термонапряжений, снижающих конструкционную прочность готового изделия.

При СВ трубных заготовок основными источниками тепла, определяющими температуру свариваемых материалов в зоне сварки, являются:

- тепловое воздействие ударно-сжатого воздуха на свариваемые поверхности материалов;
- объемная пластическая деформация метаемой заготовки;
- локальная деформация приконтактных слоев в результате удара свариваемых заготовок.

Тепловое воздействие ударно-сжатого воздуха на свариваемые материалы можно рассмотреть на примере обтекания пластины высокоскоростным газовым потоком. Вблизи поверхности пластины имеется узкий пограничный слой с большими градиентами скорости и температуры (рисунок 1).



а – ламинарное движение; б – турбулентное движение;  
в – температурный фронт в газовом потоке

Рисунок 1 – Структура газового потока при обтекании пластин

При СВ скорость точки контакта изменяется в пределах 2000–5000 м/с, а связанная с ней температура ударно-сжатого воздуха – 2500–8000 К [1]. При таких значениях температуры необходимо учитывать конвективный тепловой поток  $q_k$  и тепловой поток излучением  $q_{изл}$ :

$$q = q_k + q_{изл} = (St\rho C_p U_\infty + \sigma T_\alpha^3)(T_\alpha - T_s)$$

или

$$q = h_{cx}(T_\alpha - T_s), \quad (1)$$

где  $h_{cx} = (St\rho C_p U_\infty + \sigma T_\alpha^3)$  – коэффициент теплоотдачи; St – число Стэнтона;  $\rho$  – плотность воздуха;  $C_p$  – теплоемкость воздуха;  $U_\infty$  – скорость основного газового потока;  $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$  Вт/(м<sup>2</sup>·град<sup>4</sup>) – постоянная Стефана-Больцмана;  $T_\alpha$  – температура адиабатически заторможенного воздуха;  $T_s$  – температура поверхности пластины.

Распределение температуры по сечению свариваемых пластин от действия ударно-сжатого воздуха представляет собой решение задачи нестационарной теплопроводности, получить которое можно с помощью численного метода в явном виде [2, 3]. По указанной методике тело разбивается на ряд ячеек с воображаемым узлом в центре. Записывая баланс энергии в каждом узле, можно получить уравнение, выражающее температуру в рассматриваемом узле через температуры в соседних узлах, геометрические характеристики и теплофизические свойства материала. В работе [3] на основании специально разработанной программы представлены результаты

определения температуры стали 40X и сплава Д16 от действия ударно-сжатого воздуха при СВ.

Нагрев материала в результате объемной пластической деформации зависит от степени деформации  $\varepsilon$  и физико-механических свойств материала. В предположении, что вся энергия, затраченная на деформацию, переходит в тепловую энергию, для материала матаемой трубной заготовки на основании первого закона термодинамики можно записать:

$$Q_i = \varepsilon_i \sigma_i, \quad (2)$$

где  $Q_i$  – удельная тепловая энергия;  $\varepsilon_i$  – деформация;  $\sigma_i$  – напряжение.

Обобщенная деформация в каждой точке материала равна [4]:

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{d_{i0}}{d_i}, \quad (3)$$

где  $d_{i0}$ ,  $d_i$  – диаметр расположения  $i$ -ой точки до деформации и после нее.

Учитывая, что напряжение при высокоскоростном деформировании определяется динамическим пределом текучести  $\sigma_d$  и подставляя (3) в (2), получим:

$$Q_i = \sigma_d \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{d_{i0}}{d_i}. \quad (4)$$

Зная удельную тепловую энергию для температуры материала в  $i$ -й точке можно записать:

$$T_i = T_0 + \frac{Q_i}{C_i \cdot \rho_i}, \quad (5)$$

где  $C_i$ ,  $\rho_i$  – удельная теплоемкость и плотность материала в  $i$ -й точке.

Формулы (4) и (5) позволяют определить температуру материала в любой точке в зависимости от условий деформирования.

Таким образом, к моменту соударения свариваемых заготовок распределение температуры по сечению материалов можно с достаточной степенью точности рассчитать на основании приведенных выше формул (1)–(5).

Окончательное поле температур зависит от тепловыделения в зоне сварного шва в результате соударения заготовок, определить которое расчетным путем или экспериментально оказывается довольно сложно вследствие ударного характера взаимодействия, частичного выноса материала из зоны сварки и т.д.

Предлагаемая методика определения температуры свариваемых материалов основывается на следующих предположениях:

- температуры свариваемых материалов известны к моменту соударения;
- в результате соударения в течение промежутка времени  $\Delta t$  выделяется какое-то количество энергии  $\Delta q$ ;
- время тепловыделения  $\Delta t$  при заданных режимах соударения постоянно для любой точки и не зависит от длины свариваемых заготовок;
- источник тепла линейный, расположенный на границе свариваемых материалов;
- свариваемые заготовки являются полубесконечными и их охлаждение осуществляется кондуктивным теплопереносом.

На основании указанных предположений возможно моделирование на ЭВМ численным методом нагрева заготовок в результате соударения и их последующего охлаждения, для чего необходимо и достаточно знать на кривой охлаждения (в координатах: расстояние от границы сварки – максимальная температура) для одного из материалов координаты как минимум одной характерной точки. Такими точками могут быть граница расплава с  $T_{пл}$ , а также для сплава Д16 граница плавления легкоплавкой эвтектики  $\alpha + \theta(Al_2Cu) + S(Al_2CuMg)$  с ее температурой плавления  $T_{пл.эвт} = 506$  °С [5]. Последнее объясняется тем, что при превышении  $T_{пл.эвт}$  эвтектика выделяется по границам зерен и влечет за собой снижение прочности и твердости сплава, не устранимое в последующем ни деформационной, ни термической обработкой. При температуре  $T < T_{пл.эвт}$  также наблюдается падение прочности и твердости вследствие неполной закалки сплава, возможной при СВ ввиду больших скоростей охлаждения. В результате механические свойства по сечению дюралюминиевой заготовки распределяются неравномерно: максимум их приходится на слои, которые в процессе нагрева и охлаждения сплава имели температуру, близкую к  $T_{пл.эвт}$ . Измеряя микротвердость дюралюминиевого сплава по его сечению, можно определить

координаты точки (по максимальному значению микротвердости) с температурой плавления легкоплавкой эвтектики.

На рисунке 2 представлены результаты исследований микротвердости дюралюминиевого сплава Д16 при его сварке взрывом со сталью 40Х с определением толщины слоя  $\Delta x_1$ , вынесенных из зоны сварки частиц алюминия, а также координат точки плавления  $\Delta x_2$  сплава Д16 и точки плавления легкоплавкой эвтектики  $\Delta x_3$  до границы сварки в зависимости от длины свариваемых заготовок при СВ стали 40Х и дюралюминиевого сплава Д16 по режимам: скорость точки контакта  $v_k = 2622$  м/с, угол соударения  $\gamma = 7,5^\circ$ .

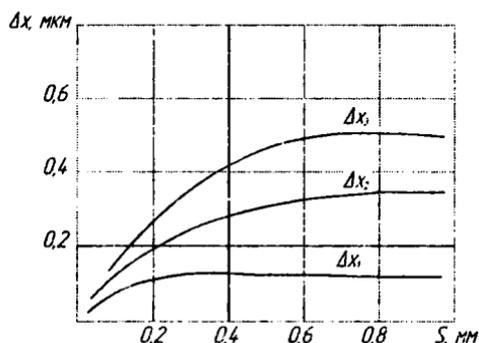


Рисунок 2 – Влияние длины заготовок на прогрев сплава Д16 при сварке взрывом со сталью 40Х

В результате определение температуры материалов в процессе сварки взрывом сводится к выполнению следующих операций:

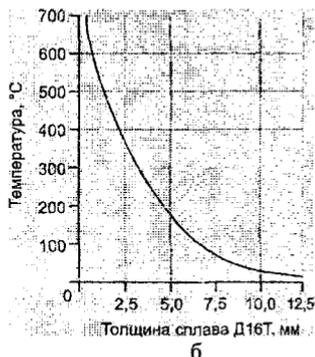
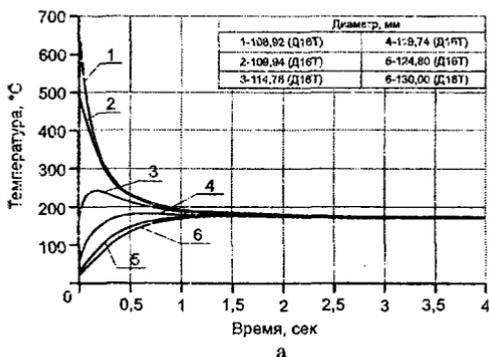
- изготовление образцов из дюралюминиевого сплава после СВ для исследования микротвердости в направлении, перпендикулярном границе сварки;
- исследование микротвердости сплава методом царапания по ГОСТ 21318-75 [6] с определением на инструментальном микроскопе минимальной толщины царапины;
- определение положения изотермы  $T = 506$  °С в координатах: расстояние от границы сварки  $\Delta x_3$  – расстояние от начала инициирования  $L$ ;
- расчет температуры свариваемых материалов к моменту соударения на основании формул (1)–(5);

- моделирование процесса нагрева заготовок в результате их соударения и процесса охлаждения из условия кондуктивного теплопереноса до совпадения расчетной изотермы  $T = 506 \text{ }^\circ\text{C}$  с полученной экспериментальным путем.

По полученным координатам  $\Delta x_2$  и  $\Delta x_3$ , зная поле температур свариваемых материалов к моменту их соударения, рассчитанного с помощью ЭВМ, можно смоделировать процесс нагрева и охлаждения свариваемых материалов с определением их температуры в любой точке в любой момент времени. С этой целью использовали тестовый вариант программы для инженерных расчетов процессов сварки и термической обработки SYSWELD французской фирмы «ESI Group».

На рисунке 3 представлено распределение температуры в материалах при сварке взрывом сплава Д16Т и стали 40Х ( $v_k = 2741 \text{ м/с}$ ,  $\gamma = 8^\circ$ ,  $S = 1000 \text{ мм}$ ). По времени (рисунок 3, а) скачки температуры наблюдаются в течение 0,1–0,2 с после соударения, через 1–2 с происходит выравнивание температуры по сечению материала, в дальнейшем материал охлаждается посредством кондуктивного теплопереноса. На рисунке 3, б представлено распределение температуры в сплаве Д16Т через 0,1 с после соударения.

В результате неравномерного нагрева материала слоистой композиции (вследствие различной степени деформации по толщине и неравномерного воздействия ударно-сжатого воздуха на свариваемые заготовки по длине), а также отличающихся физико-механических характеристик слоев КМ в последнем при охлаждении возникают остаточные напряжения, величина которых может превосходить прочность связи слоев. Учитывая длительность охлаждения слоистой композиции после сварки в условиях свободного конвективного теплообмена с окружающей средой, температура которого постоянна (в расчетах можно принимать 293 К), процесс определения термонапряженного состояния композиции можно рассматривать как несвязанный квазистатический [7], состоящий из двух этапов: определение температурных полей и определение напряженно-деформированного состояния, вызванного температурными полями.



а – в зависимости от времени; б – по сечению через 0,1 с после соударения  
 Рисунок 3 – Распределение температуры в сплаве Д16Т после сварки взрывом

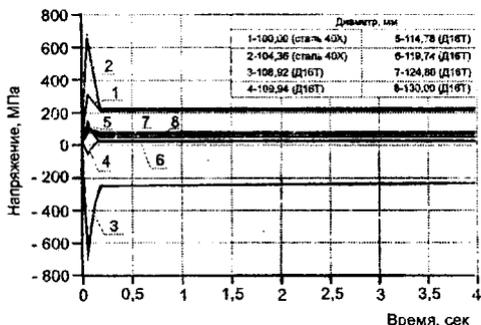
Для определения напряженно-деформированного состояния материала можно применить метод конечных элементов [8, 9], когда КМ представляется в виде отдельных слоев с фиксированными значениями температуры, физико-механических свойств и толщины каждого слоя. Например, в работе [10] для решения задачи термопластичности применяли шаговый алгоритм метода дополнительных деформаций, представляющий процесс нагружения тела как совокупность малых этапов.

В настоящей работе с целью определения термонапряжений использовали тестовый вариант программы для инженерных расчетов процессов сварки и термической обработки SYSWELD французской фирмы «ESI Group», которая моделирует термическую обработку металлов и сварочные процессы, внутренние напряжения, деформацию, твердость и прочность материалов, подвергнутых данным технологическим обработкам.

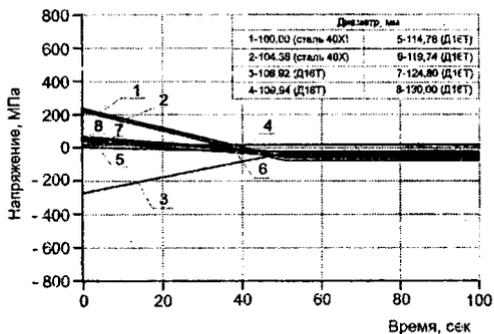
На основании установленных значений температуры материалов в процессе СВ, можно определить температурные напряжения, возникающие в КМ после сварки. На рисунке 4 представлено распределение температурных напряжений в КМ «сталь 40Х – сплав Д16».

Наибольшие напряжения (рисунок 4, а) возникают в районе сварного шва в течение короткого промежутка времени (~ 0,1 с), затем происходит релаксация и перераспределение напряжений (рисунок 4, б), а через 40–60 с уже можно оценить остаточные температурные напряжения, которые действуют в слоистой цилиндри-

ческой заготовке после сварки взрывом. В дальнейшем значения остаточных температурных напряжений учитываются при расчете слоистых цилиндрических заготовок на прочность. Аналогичные диаграммы можно получить для любых режимов СВ сплава Д16 в любой точке в любой момент времени.



а



б

а – в течение 4 секунд после сварки; б – в течение 100 с после сварки  
Рисунок 4 – Распределение напряжений в материалах при сварке взрывом сплава Д16 и стали 40Х

## Литература

1. Физика взрыва / Ф.А. Баум [и др.]; под ред. К.П. Станюковича. – 2-е перераб. изд. – М.: Наука, 1975. – 704 с.
2. Крейт, Ф. Основы теплопередачи / Ф. Крейт, У. Блэк. – М.: Мир, 1983. – 512 с.

3. Ковалевский, В.Н. Определение области сварки взрывом стали 40X и сплава Д16 / В.Н. Ковалевский, Г.М. Сенченко // Сварка и родственные технологии: сб. науч. тр. – Минск, 2002. – Вып. 5. – С. 45–48.

4. Бондарь, Н.П. О пластической деформации в зоне соединения при плакировании взрывом / Н.П. Бондарь, В.М. Оголихин // Физика горения и взрыва. – 1985. – Т. 21. – № 2. – С. 147–151.

5. Ковалевский, В.Н. Термодинамические процессы при сварке взрывом углеродистых сталей и сплавов цветных металлов / Е. Н. Ковалевский, Г. М. Сенченко // Металлургия: Республ. межведом. сб. науч. тр. – Минск: БНТУ, 2009. – Вып. 32. – С. 270–285.

6. Измерение микротвердости царапанием алмазными накоенчиками: ГОСТ 21318-75. – Введ. 02.12.75. – М.: Издательство стандартов, 1976. – 23 с.

7. Коваленко, А.Д. Термоупругость / А.Д. Коваленко. – Киев: Вища школа, 1975. – 216 с.

8. Метод конечных элементов в механике твердых тел / А.С. Сахаров [и др.]. – Киев: Вища школа, 1982. – 512 с.

9. Зенкевич, О.К. Метод конечных элементов в технике / О.К. Зенкевич. – М.: Мир, 1975 – 541 с.

10. Ковалевский, В.Н. Принципы создания эрозионностойких слоистых композиционных материалов методами импульсного нагружения и технология производства труб для изделий новой техники : дис. ... д-ра техн. наук: 05.16.06 / В.Н. Ковалевский. – Минск, 1989. – 491 с.

УДК 621.70

Л.А. ИСАЕВИЧ, д-р техн. наук,  
В.А. КОРОЛЬ, д-р техн. наук,  
Д.М. ИВАНИЦКИЙ, канд. техн. наук,  
В.И. ПУШКЕВИЧ (БНТУ)

## АНАЛИЗ СПОСОБОВ ПРОИЗВОДСТВА ПОЛОС ПАРАБОЛИЧЕСКОГО ПРОФИЛЯ

В настоящее время широко распространен способ производства полос параболического профиля для малолистовых рессор большегрузных автомобилей, предложенный и запатентованный фирмой «Даниель Хойзер» (Германия) [1]. Сущность этого способа заклю-

чается в том, что прокатку двух ветвей заготовки производят поочередно за 4–7 проходов с вертикальным перемещением верхнего вала по заданной программе с натяжением полосы вальцами, привод которых осуществляется гидромоторами. Привод каждого из перемещающих гидромоторов производится от трех отдельных гидронасосных станций и контролируется ЭВМ. Получение заданного профиля полосы возможно только при совместном согласовании взаимодействия гидромоторов и абсолютно невозможно при работе каждого из них в отдельности. Параметры перемещения вала и натяжения изменяются в процессе прокатки, взаимосвязаны между собой, контролируются и поддерживаются с помощью ЭВМ. Точность по толщине получаемых полос составляет  $\pm 0,2$  мм, а по ширине  $\pm 0,4$  мм. Циклическая прочность получаемых таким способом рессор не превышает 220–250 тыс. циклов, что сравнимо с рессорами, изготавливаемыми на Минском рессорном заводе ОАО «МАЗ».

Другой способ, предложенный фирмой «Крупп» (Германия) [1], заключается в поочередной прокатке полосовой заготовки за 3–5 проходов в приводных вальцах без применения заднего натяжения с нагревом одной ветви заготовки. Перемещение верхнего вала осуществляют посредством гидравлического цилиндра, питаемого от одной гидронасосной станции. Программа перемещения верхнего вала в процессе прокатки задается от механического копира, который не контактирует с нагретой полосой. В результате прокатки обеспечивается прямолинейность прокатанной части полосы и высокая точность по толщине в пределах  $\pm 0,05$  мм.

Циклическая прочность получаемых таким способом рессор в несколько раз превосходит таковую при изготовлении их по способу «Даниель Хойзер». В этом убедились специалисты Минского автомобильного завода, когда в 1988 году были приобретены две рессоры фирмы «Крупп» и подвергнуты промышленным испытаниям.

Одна рессора до разрушения выдержала 1,6 млн. циклов, а другая была снята с испытаний без разрушения после 2,0 млн. циклов. Таким способом в настоящее время производят рессоры к большегрузным автомобилям и прицепах фирм «Вольво» и «Мерседес».

Столь высокая циклическая прочность рессор, производимых с использованием способа фирмы «Крупп», объясняется отсутствием

при прокатке заднего натяжения полосы, которое в процессе деформации приводит к зарождению микротрещин в металле и, как следствие, к снижению циклической прочности.

Следует отметить, что в 1988 году Финляндия предложила Министерству автомобильной промышленности СССР купить прокатный комплекс фирмы «Крупп» за 15 млн. долл. США (из них 8 млн. за лицензию готово было оплатить из своих средств, а 7 млн. за комплекс оборудования, его монтаж, наладку и запуск предложило оплатить одному из действующих тогда автомобильных заводов). Но таковых средств у заводов не оказалось, и в итоге контракт не был реализован.

В настоящее время ОАО «ВНИИМЕТМАШ» (Российская Федерация) производит станы для прокатки полос переменной толщины для малолитровых рессор с использованием способа «Даниель Хойзер», которому присущи указанные выше недостатки, а именно, сложность осуществления процесса и низкая циклическая прочность рессор.

В научно-исследовательской лаборатории обработки материалов давлением Белорусского национального технического университета в течение 1985–1987 гг. под руководством академика А.В. Степаненко был разработан принципиально новый способ формообразования полосовых заготовок переменной толщины для малолитровых рессор [2], в соответствии с которым нагретую заготовку центральной частью прижимают к торцу профилированной с двух боковых сторон оправки. Затем с помощью направляющих роликов при продольном перемещении оправки заготовку изгибают до полного ее прилегания к боковым рабочим профилированным поверхностям оправки. После этого при дальнейшем перемещении оправки, приводимой в движение от гидроцилиндра, производится прокатка в двух парах неприводных валков с фиксированным межвалковым зазором в каждой паре. По окончании процесса прокатки заготовку снимают с оправки и разгибают ее для обеспечения прямолинейности согласно чертежу. При движении оправки в направлении прокатки происходит непрерывное возрастание обжатия валками заготовки и оформление окончательного параболического по толщине профиля.

Поскольку валки являются неприводными, то заготовка в процессе обжатия постоянно прижата к переднему торцу оправки, что

исключает смещение полосы относительно профилированных рабочих поверхностей инструмента. За счет этого исключается опережение, чего трудно добиться при обычной прокатке в приводных валка. Это способствует повышению точности по толщине получаемого профиля полосовых заготовок.

Вместе с тем, почти 20-летний срок эксплуатации промышленных прокатных установок на Минском рессорном заводе ОАО «МАЗ» для изготовления заготовок малолистовых рессор по данной технологии поставил ряд проблем, из которых наиболее важной является стойкость деформирующего инструмента профильной оправки.

С учетом изложенного нами предложена технология формообразования полосовых заготовок переменного профиля для малолистовых рессор по типу способа фирмы «Крупн». В соответствии с разработанной технологией прокатка производится поочередно для каждой ветви полосовой заготовки за 3–5 проходов и осуществляется без натяжения. Перемещение верхнего валка происходит с помощью гидропневматического аккумулятора, питание которого производится от пневмосети завода. Точность по толщине полосы после прокатки обеспечивается в пределах  $\pm 0,1$  мм, а по ширине не превышает  $\pm 0,4$  мм. Возможна прокатка исходных полосовых заготовок шириной 60–100 мм, толщиной 13–26 мм при температуре нагрева 920–980 °С посредством ТВЧ. Ребровая кривизна при предложенном способе прокатки не превышает 2 мм на всей длине полосы. Время прокатки одной ветви полосовой заготовки составляет 20–25 с. Транспортировка исходной заготовки в зону нагрева, загрузка и выгрузка из нее, а также передача в зону прокатки и последующее удаление в накопитель после процесса прокатки осуществляется автоматически при помощи приводных рольгангов. Привод прокатных валков осуществляется асинхронным электродвигателем мощностью порядка 8–10 кВт. Диаметр рабочей части валков составляет 140–160 мм, а охлаждение их производится изнутри проточной водой. Скорость прокатки находится в пределах 0,3–0,6 мм/с.

Устройство прокатного комплекса схематично представлено на рисунке 1. Кроме того, возможна и иная компоновка предлагаемого комплекса, но с сохранением особенностей указанного выше способа.

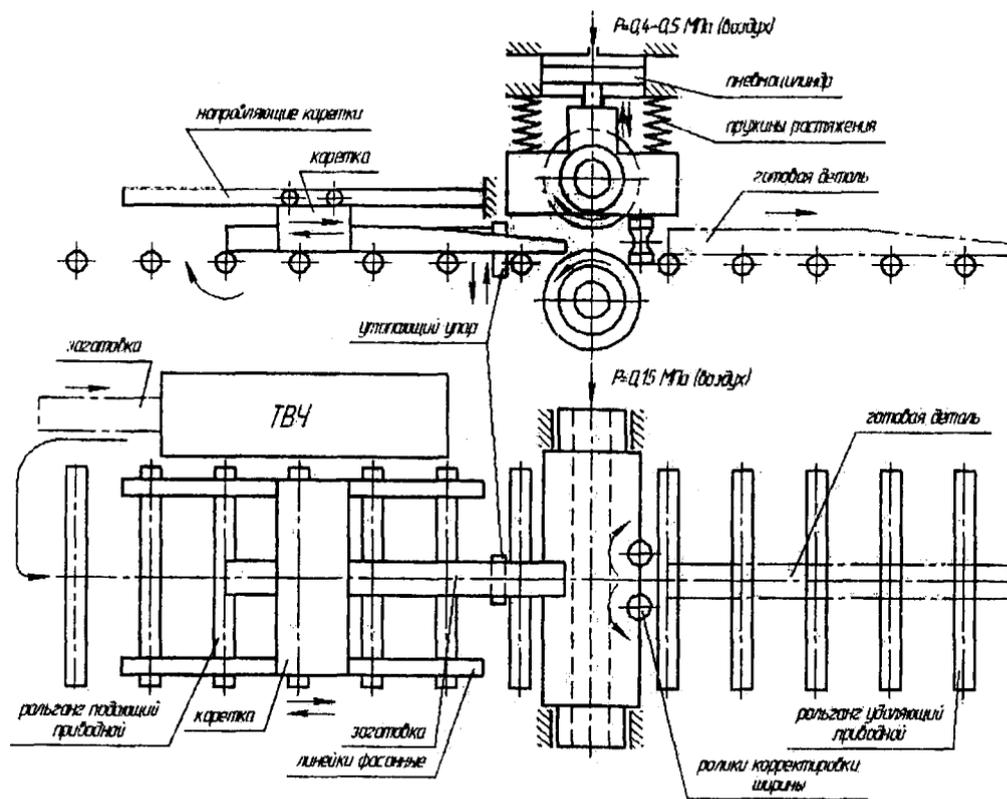


Рисунок 1 – Схема прокатного комплекса

## **Выводы**

Предлагаемая технология изготовления полос переменного профиля для малолистовых рессор, учитывая отсутствие в процессе прокатки натяжения, обеспечит повышение их циклической прочности. Кроме этого значительно упрощается конструкция оборудования и снижается стоимость его изготовления.

## **Литература**

1. Степаненко, А.В. Прокатка полос переменного профиля / А.В. Степаненко, В.А. Король, Л.А. Смирнова. – Гомель: ИММС НАНБ, 2001. – 180 с.

2. Способ изготовления заготовок изделий с переменным по длине профилем и устройство для его осуществления : пат. 434 Респ. Беларусь, В21Н7/00 / А.В. Степаненко, В.А. Король, Г.А. Исаевич; заявитель БГПА. – № 4076902; заявл. 01.07.86; опубл. 03.06.95; Офиц. бюл. // Изобретения, полезные модели. Промышленные образцы. – 1995. – №1. – С. 30.

*УДК 621.7.044*

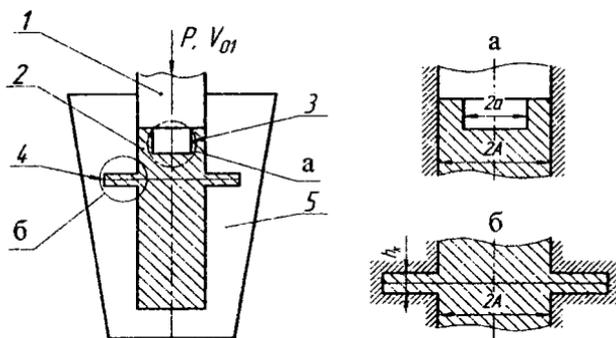
**М.В. КУДИН**, канд. техн. наук,  
**И.В. КАЧАНОВ**, д-р техн. наук,  
**С.А. ЛЕНКЕВИЧ** (БНТУ)

## **АНАЛИЗ ПРОЦЕССА СКОРОСТНОГО УДАРНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОЛОСТЕЙ ФОРМООБРАЗУЮЩИХ ДЕТАЛЕЙ ШТАМПОВОЙ ОСНАСТКИ**

Традиционные способы изготовления формообразующих полостей в деталях технологической оснастки, такие, как холодное и полугорячее выдавливание, исчерпали свои возможности в части обработки высокоуглеродистых и легированных сталей из-за высоких удельных давлений выдавливания. В этой связи большими потенциальными возможностями обладают технологические процессы, основанные на использовании высоких скоростей деформирования.

В связи с тем, что высокоскоростная штамповка обеспечивает получение точных заготовок с повышенными механическими свойствами, она может быть использована как технологический процесс изготовления штампового инструмента.

Процесс изготовления формообразующего штампового инструмента типа «Матричная вставка» заключается в скоростном ударном воздействии пуансона 1 на заготовку 2 (рисунок 1). Путем высокоскоростного ударного воздействия происходит одновременно выдавливание полости 3 и затекание в кольцевую проточку 4. Заготовку 2 выполняют составной из двух частей, при этом нижняя часть выполнена из легированной конструкционной стали, а верхняя — из высоколегированной штамповой стали. При совместном пластическом течении двух частей заготовки в кольцевую проточку 4 формируется неразъемное соединение между двумя частями заготовки.



а — схема формообразования полости в верхней части заготовки;

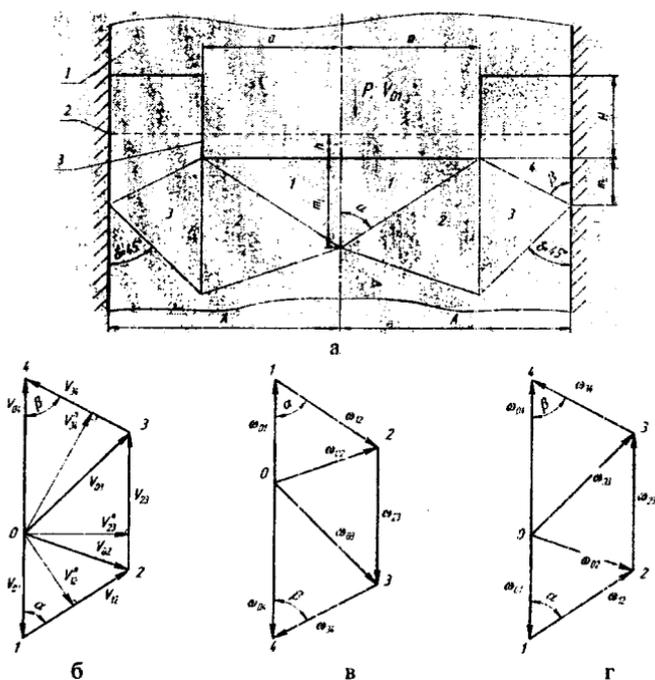
б — схема затекания в кольцевую проточку

Рисунок 1 — Схема процесса скоростного ударного формообразования полости штампового инструмента типа «Матричная вставка»

Для определения усилия, действующего на пуансон 1 при выдавливании в заготовке 2 полости 3 и одновременном затекании в кольцевую проточку 4, выполненную в боковой стенке полуматрицы 5 (рисунок 1), применен метод верхней оценки. Выбор метода обусловлен тем, что он позволяет учесть ряд динамических явлений, возникающих при взаимодействии пуансона 1 с заготовкой, кинематику процесса, провести анализ нестационарного нагруже-

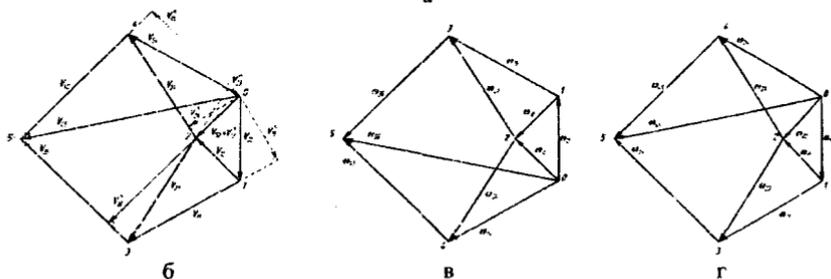
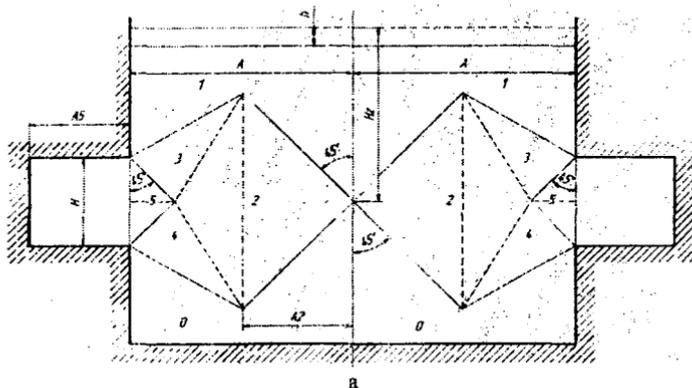
ния с учетом стадий процесса и получить решение в замкнутой аналитической форме. Для упрощения расчета усилия деформирования на основе метода верхней оценки рассмотрим два отдельных процесса выдавливания: 1) выдавливание полости в верхней части заготовки, рисунок 1, а; 2) выдавливание заготовки в кольцевую проточку, рисунок 1, б. Схемы кинематически возможных полей линий скольжения представлены на рисунках 2 и 3.

Для расчета усилия на основе метода верхней оценки в кинематически возможных полях линий скольжения, подвижные блоки обозначаются 1, 2, 3, 4 и 5 (см. рисунки 2, а и 3, а). Внешнюю неподвижную (по отношению к принятому полю) область назовем нулевым блоком и обозначим 0.



а – схема кинематически возможного поля линий скольжения;  
 б – годограф скоростей подвижных блоков;  
 в, г – годограф ускорений на стадии разгона и торможения

Рисунок 2 – Кинематически возможное поле линий скольжения при формообразовании полости в верхней части заготовки



а — схема кинематически возможного поля линий скольжения; б — годограф скоростей подвижных блоков; в, г — годограф ускорений на стадии разгона и торможения;

Рисунок 3 — Кинематически возможное поле линий скольжения при затекании металла в кольцевую проточку

В кинематически возможном поле, принятом для теоретического анализа, очаг пластической деформации находится внутри треугольного блока 2. Для полей такого класса характерно постоянное значение скорости и ускорения для всех точек данного блока. В то же время на граничных поверхностях между выделенными жесткими блоками допускается разрыв векторов скорости и ускорения. Рассмотрим разрыв вектора скорости при прохождении деформируемой среды через такую поверхность. На рисунке 4, а показан след  $L_{\nu}$  поверхности разрыва скорости, перпендикулярной к плоскости течения, которая совпадает с плоскостью рисунка.

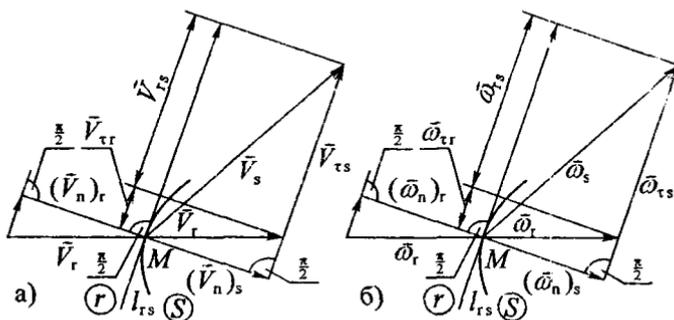


Рисунок 4 – Скачок векторов скорости (а) и ускорения (б) точек деформируемой среды при пересечении поверхности разрыва

Линия  $l_{rs}$  разделяет две области деформируемой среды  $r$  и  $s$ . В точке  $M$  на поверхности разрыва скорость области  $r$  задана вектором  $\vec{V}_r$ . При переходе в область  $s$  скорость меняется скачком до значения  $\vec{V}_s$ . Из условия неразрывности деформируемой среды следует, что ее поток до и после поверхности разрыва остается неизменным. Вследствие этого нормальные компоненты скорости  $(\vec{V}_n)_r$  и  $(\vec{V}_n)_s$  должны быть постоянными, а разрыв вектора скорости от  $\vec{V}_r$  до  $\vec{V}_s$  должен происходить только за счет его касательной к поверхности разрыва составляющей, то есть

$$\vec{V}_{rs} = \vec{V}_{\tau s} - \vec{V}_{\tau r}.$$

Как видно из рисунка 2, б разрыв вектора ускорения  $\vec{\omega}_{rs}$ , при прохождении деформируемой среды через поверхность разрыва, также происходит за счет касательной к этой поверхности компоненты

$$\vec{\omega}_{rs} = \vec{\omega}_{\tau s} - \vec{\omega}_{\tau r}.$$

Для теоретического исследования процесса разработана расчетная физико-математическая модель, основанная на следующих допущениях: материал заготовки однородный, несжимаемый, изотропный, жесткопластический, удовлетворяющий критерию текучести Губера-Мизеса; инструмент абсолютно жесткий; формирование очага пластической деформации происходит в начальной стадии соударения пуансона с заготовкой; вид поля линий скольжения в

каждый момент времени не зависит от абсолютной скорости и ее изменения (квазистатическая задача); силы инерции не оказывают влияния на кинематику формоизменения (псевдостационарное течение) [1, 2].

Результаты изучения деформированного состояния, приведенные в работах [1, 3], подтверждают, что принятое в расчетной модели допущение о псевдостационарном течении не искажает картину течения и достаточно точно соответствует реальным условиям нагружения. В рамках используемого допущения о псевдостационарном течении было принято, что вид кинематически возможного поля линий скольжения не изменяется в процессе деформирования (квазистатическое поле), а соответствующий данному полю годограф скорости (см. рисунки 2, б и 3, б) сохраняет свое первоначальное направление [1, 2].

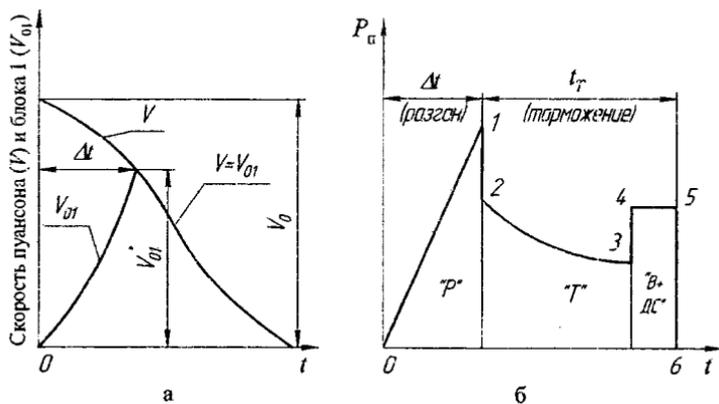
Учитывая принципы графостатики [4, 5], для построения вышеуказанного годографа вначале из точки 0 (полюс годографа) в точку 1 проводился направленный отрезок  $\vec{V}_{01} = \vec{V}_0$  ( $\vec{V}_{01}$  и  $\vec{V}_0$  – векторы скоростей блока 1 и пуансона I соответственно). Затем из этой же точки 0 проводился луч, параллельный вектору скорости во втором блоке, а из точки 1 – луч, параллельный линии раздела первого и второго блоков. Пересечение лучей происходит в точке 2. Вектор  $\vec{V}_{02}$  является скоростью во втором блоке, а вектор  $\vec{V}_{12}$  – скачком (разрывом тангенциальной составляющей) скорости на границе блоков 1 и 2. Далее из точки 0 проводился луч, параллельный вектору скорости в третьем блоке, а из точки 2 – луч, параллельный линии раздела второго и третьего блоков. Пересечение лучей происходит в точке 3. Вектор  $\vec{V}_{03}$  является скоростью в третьем блоке, а вектор  $\vec{V}_{23}$  – тангенциальным разрывом скорости на границе блоков 2 и 3.

На основании результатов исследований, приведенных в литературе [1, 2] примем допущение о том, что в рамках расчетной модели процесс скоростного выдавливания, реализуемого ударным воздействием пуансона на заготовку, вполне допустимо (при условии отсутствия избытка энергии  $\Delta E$  на пуансоне) условно разделить на две стадии: разгона и торможения.

При этом будем считать, что скорость пуансона  $V$  на стадии разгона за время  $\Delta t$  уменьшается от  $V_0$  до  $V^*_0$ , а скорость блока 1 ( $V_{01}$ ) деформируемой заготовки возрастает от нуля до  $V^*_0$  (рисунок 5, а).

Расчетный график  $P_n(t)$  (усилие на пуансоне – время), построенный на основании экспериментальных данных [1, 6] (см. рисунок 5, б), характеризуется линейным законом нарастания усилия на стадии разгона. В момент окончания стадии разгона (точка 1 на графике  $P_n(t)$ ) примем, что на пуансон действует пиковая нагрузка. Движение пуансона и блока 1 в этот момент времени характеризуется максимальными значениями ускорений, различными по величине и направлению. Действие сил инерции в блоке 1, вследствие его ускоренного движения, направлено против движения пуансона [1, 2].

Для дальнейшего анализа процесса примем допущение о том, что завершение стадии разгона и начало стадии торможения во времени совпадают. При этом считается, что в момент перехода от одной стадии к другой происходит мгновенное выравнивание ускорений пуансона и блока 1 (без изменения общей скорости  $V_0$  соударяющихся тел), сопровождаемое изменением направления действия сил инерции деформируемой заготовки на противоположное [1, 2]. При этом пуансон и присоединенная масса деформируемой заготовки перемещаются замедленно (кривая 2–3, рисунок 5, б).



а – совмещенная расчетная диаграмма  $V_{01}(t)$  «скорость блока 1 – время» и  $V(t)$  «скорость пуансона – время»; б – расчетная диаграмма  $P_n(t)$  «усилие на пуансоне – время»

Рисунок 5 – Расчетные диаграммы

В момент полного пластического оформления полости происходит соударение внешнего кольцевого контура пуансона 1 с проде-

формированным металлом, который перемещается во встречном направлении. В результате этого столкновения на пуансон будет действовать дополнительная импульсная нагрузка, которую выразим вертикальным отрезком 3–4 на диаграмме  $P_{\text{п}}(t)$  (рисунок 5, б).

При этом принимается, что остаточная кинетическая энергия  $\Delta E_{\infty}$  пуансона при достижении усилия, характеризующегося положением точки 4 на диаграмме  $P_{\text{п}}(t)$ , будет достаточной для совершения работы пластического формоизменения, необходимой для синхронного затекания двух материалов в кольцевую проточку 4 (см. рисунок 1, б).

Усилие, действующее на пуансон при заполнении кольцевой проточки 4, будем считать постоянным на всем пути деформирования (отрезок 4–5 на диаграмме  $P_{\text{п}}(t)$ , рисунок 5, б). После заполнения кольцевой проточки пуансон 1 (рисунок 1, б) совершает отскок от пковки и принимается, что усилие в момент окончания процесса мгновенно по линии 5–6 снижается до нуля.

Рассмотренные при построении годографа скоростей принципы графостатики были использованы и при построении годографов ускорений. Отличительным моментом здесь является то, что годографы ускорений, приведенные на рисунке 2, в, г и на рисунке 3, в, г, были построены с учетом противоположного направления векторов на стадиях разгона и торможения (следствие ударного воздействия пуансона на деформируемую заготовку) на основании рекомендаций [1, 2].

## Литература

1. Качанов, И.В. Скоростное горячее выдавливание стержневых изделий / И.В. Качанов; под ред. Л.А. Исаевича. – Минск : УП «Технопринт», 2002. – 327с.
2. Дьяконов, О.М. Исследование процесса высокоскоростного выдавливания полостей различной формы: Автореф. ... дис. канд. техн. наук: 05.16.05/ Бел. политехн. ин-т. – Минск, 1979. – 23 с.
3. Высокоскоростное малоотходное деформирование металлов в штампах / Под ред. В.Г. Кононенко. – Харьков : Вища школа, 1985. – 176 с.
4. Томленов, А.Д. Теория пластического деформирования металлов / А.Д. Томленов. – М. : Металлургия, 1972. – 408 с.

5. **Сторожев, М.В.** Теория обработки металлов давлением. Учеб. для студентов вузов / М.В. Сторожев, Попов Е.А. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1977. – 423с.

6. **К вопросу регистрации силовых параметров при высокоскоростном деформировании** / И.В. Качанов [и др.] // *Металлургия*: Республ. межведом. сб. науч. тр. – Минск: Выш. школа, 1977. – Вып. 10. – С. 75–81.

УДК 621.7.044

**И.В. КАЧАНОВ**, д-р техн. наук,  
**М.В. КУДИН**, канд. техн. наук,  
**С.А. ЛЕНКЕВИЧ** (БНТУ)

## **ОБОРУДОВАНИЕ И ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ФОРМООБРАЗУЮЩИХ ДЕТАЛЕЙ ШТАМПОВОЙ ОСНАСТКИ МЕТОДОМ СКОРОСТНОГО ГОРЯЧЕГО ВЫДАВЛИВАНИЯ**

Конкурентоспособность промышленной продукции Республики Беларусь предопределяет необходимость разработки и применения малоотходных ресурсосберегающих технологий. В этой связи актуально создание новых технологий для получения недорогих, но в то же время качественных (с повышенными эксплуатационными свойствами) формообразующих деталей штамповой оснастки.

Анализ технологических процессов изготовления формообразующих деталей показывает, что 40–75 % от общего времени изготовления идет на образование полости [1, 2].

Известные способы изготовления формообразующих полостей в деталях технологической оснастки методом холодного и полугорячего выдавливания исчерпали свои возможности в части обработки высокоуглеродистых и легированных сталей из-за высоких удельных давлений выдавливания. В этой связи большими потенциальными возможностями обладают технологические процессы скоростного горячего выдавливания.

Поскольку высокоскоростная штамповка обеспечивает получение точных заготовок с повышенными механическими свойствами, она

может быть использована как технологический процесс изготовления штампового инструмента [2]. Кроме того, используя метод скоростного горячего выдавливания, можно получать биметаллический инструмент, основой для которого являются конструкционные стали, а рабочую полость возможно выполнять из высоколегированных инструментальных сталей, обосновывая их значительную экономию (до 90 %).

Для проведения исследований были выбраны типовые штамповые стали, используемые в горячих цехах (5ХНМ) и холодновысадочных цехах (Х12МФ). В качестве материала основы использовали легированную конструкционную сталь 40Х.

Исследование геометрии инструмента, сопрягаемых поверхностей и схем нагружения процесса скоростного горячего выдавливания формообразующих деталей проводилось на вертикальном копре.

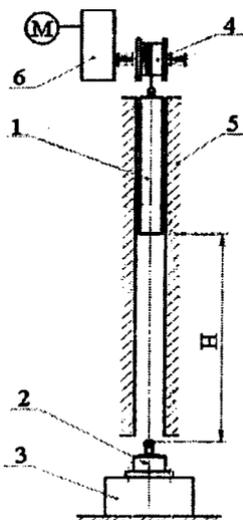


Рисунок 1 – Схема вертикального копра

Представленная на рисунке 1 схема вертикального копра включает ударный боек 1, которым осуществляется ударное воздействие на штамп 2, закрепленный на нижней плите 3. Подъем бойка 1 на

высоту  $H$  осуществляется подъемным механизмом 4 по направляющим 5 посредством привода 6. Рабочее положение вертикального копра заключается в поднятии ударного бойка 1 на высоту  $H$ . При срабатывании спускового механизма ударный боек 1 разгоняется с ускорением свободного падения. При свободном падении ударного бойка 1 с высоты  $H$  полученная кинетическая энергия передается рабочему инструменту штампа 2, в котором осуществляется горячее выдавливание.

Экспериментальные исследования проводились бойком массой  $m = 70$  кг с поднятием его на высоту  $H = 5$  м. Учитывая, что падение бойка происходит с ускорением свободного падения ( $g = 9,81$  м/с<sup>2</sup>), скорость бойка составляла:

$$v_6 = \sqrt{2gH} = \sqrt{2 \cdot 9,81 \cdot 5} = 9,9 \text{ м/с.} \quad (1)$$

Следовательно, кинетическая энергия, переданная рабочему инструменту:

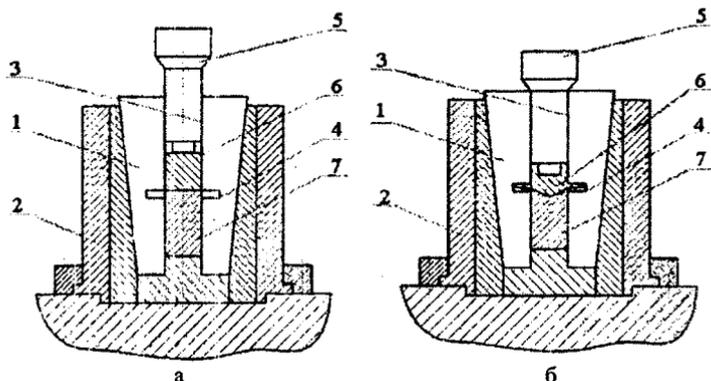
$$E_k = \frac{mv_6^2}{2} = \frac{70 \cdot 9,9^2}{2} = 3\,430 \text{ Дж.} \quad (2)$$

Известно, что существенное влияние на схватывание металлов оказывают поверхностные пленки, всегда присутствующие на контактных поверхностях.

Поверхностные пленки (оксиды, слои плакировки и др.), как правило, более тугоплавки (за исключением оксидов железа), чем соединяемые металлы или сплавы [3]. В процессе соединения они должны быть разрушены и удалены с плоскости сопряжения двух деталей, так как в общем случае их наличие в конечной стадии процесса препятствует образованию металлических связей.

В процессе соединения разнородных металлов разрушить и перераспределить поверхностные пленки удается только при расплавлении металла в контакте двух материалов. Разрушение и удаление указанных пленок происходит под действием совместной пластической деформации и высоких температур, и главным образом за счет вытеснения оксидов с жидким и твердым металлом за границу соединения.

Одним из вариантов получения биметаллического соединения и полости формообразующего штампового инструмента, является использование схемы с комбинированным выдавливанием (обратное и боковое). Схема штамповой оснастки для комбинированного выдавливания приведена на рисунке 2. Разъемная коническая матрица 1 помещается в обойму 2, которая крепится на нижней плите вертикального копра (рисунок 1). Рабочая поверхность матрицы 1 включает в себя основную цилиндрическую часть 3 и кольцевую проточку 4. Комбинированное выдавливание осуществляется мастер-пуансоном 5.



а – до нагружения; б – после нагружения

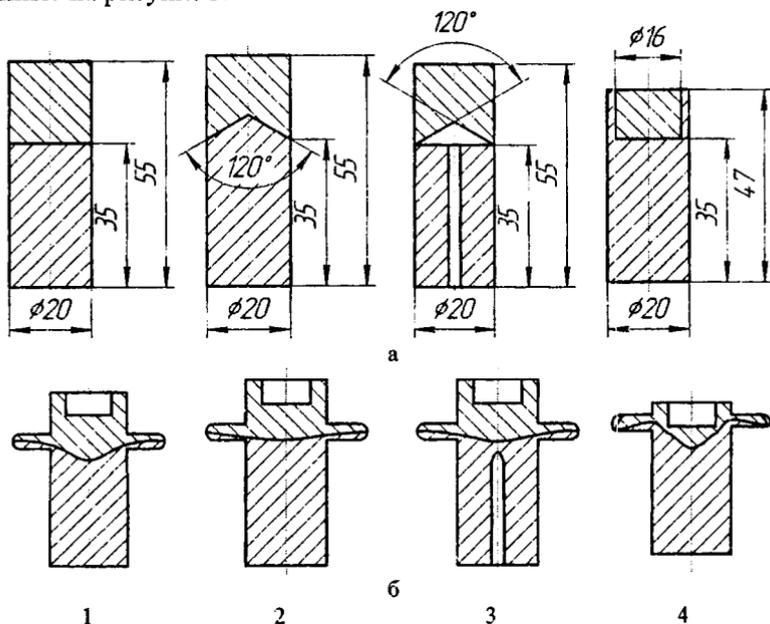
Рисунок 2 -- Штамповая оснастка и схема нагружения для комбинированного выдавливания

При этом заготовка состоит из двух частей: верхней 6 (сталь 5ХНМ или Х12МФ) и нижней 7 (сталь 40Х). Заготовку помещают в разъемную матрицу 1 штампа для закрытого выдавливания. Рабочая поверхность 3 матрицы 1 имеет шероховатость  $R_a = 0,63-0,32$  и выполнена в виде цилиндра и кольцевой проточки 4, расположенной на высоте раздела двух частей заготовки 6 и 7. Для деформации заготовки мастер-пуансон 5 разгоняют ударным бойком до скорости 9–10 м/с. В результате он получает запас энергии, обеспечивающий скоростную деформацию заготовки, которая сопровождается выдавливанием формообразующей полости заготовки и совместным пластическим течением объемов металла на поверхностях контакта двух частей заготовки 6 и 7 в кольцевую проточку 4. При этом, об-

ладая достаточной энергией, металл устремляется в кольцевую проточку, выполненную в матрице на высоте раздела двух заготовок, что позволяет интенсифицировать процесс течения двух частей заготовки для повышения прочности соединения. При этом после ударного нагружения площадь поверхности контакта двух совместно деформированных частей  $F_d$ , как минимум в 2 раза превышает исходную площадь поперечного сечения заготовки  $F_3$ . то есть должно выполняться условие:

$$F_d / F_3 \geq 2. \quad (3)$$

Для исследования оптимальной формы контакта сопрягаемых поверхностей и возможности совместного течения в кольцевую проточку двух частей заготовки рассмотрены варианты, представленные на рисунке 3.



а – до нагружения; б – после нагружения

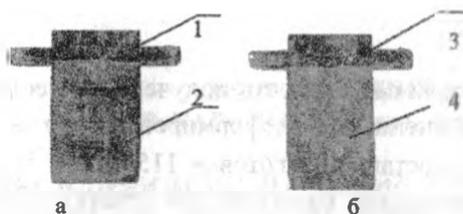
Рисунок 3 – Схемы составной заготовки

Образцы изготавливались резанием на токарном станке из прутков одной поставки. Нагрев осуществлялся в камерной печи СНОЛ-2УМ. Для предотвращения окалинообразования образцы засыпались порошкообразным древесным углем. В процессе нагрева температура в рабочем пространстве печи контролировалась с помощью хромель-алюмелевой термопары, соединенной с микропроцессорным измеритель-регулятором ТРМ-101. Время выдержки образцов в печи выбиралось из расчета полного прогрева по сечению и составляло 1 мин на 1 мм диаметра заготовки.

В момент пластического совместного течения разных металлов соединение осуществляется в твердой фазе (топохимический процесс). В результате деформации при комбинированном выдавливании торцы должны быть доведены до физического контакта с вытеснением оксидов с поверхности соединяемых металлов [5]. Деформация протекает при температуре, близкой к солидусу (в нашем случае 1150–1200 °С), при которой обеспечивается значительная термическая активация, способствующая в сочетании с движущимися дислокациями образованию прочного соединения на участках, свободных от оксидов. Однако даже на таких участках в случае недостаточного их нагрева при малой степени деформации, осуществляемой после достижения физического контакта, возможно формирование соединения без общих зерен, разрушение которого носит хрупкий межзеренный характер.

Скорость выдавливания также оказывает значительное влияние на формирование соединения. При малой скорости нагружения увеличивается время закрытия зазора между нижней и верхней частями заготовки, в течение которого металл охлаждается и удаление оксидных пленок затрудняется. При скоростном нагружении процесс можно считать адиабатическим, т.е. теплообмен между инструментом и заготовкой практически отсутствует, а за счет деформации происходит приращение температуры, что способствует удалению оксидных пленок [2]. Усилие выдавливания определяется величиной и скоростью деформации [4].

Как показали экспериментальные исследования, оптимальная форма контакта сопрягаемых поверхностей достигается при схеме 2 (рисунок 3), обеспечивая наилучшее удаление оксидов из зоны соединения металлов в кольцевую проточку, благодаря большей контактной поверхности и равномерному течению металлов. На рисунке 4 показан вид биметаллических образцов, полученных скоростным горячим выдавливанием по данной схеме.



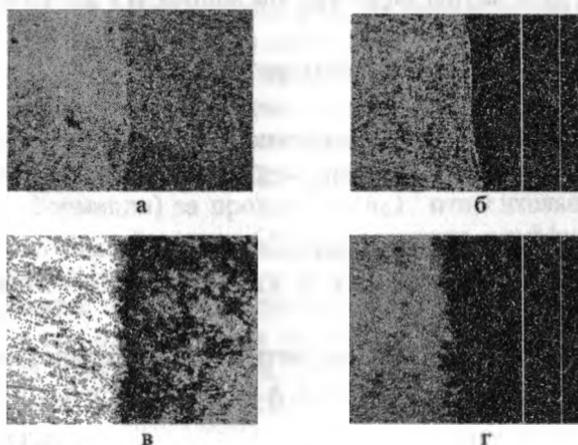
а – сталь 40Х + Х12МФ при  $T_0 = 1150$  °С; б – сталь 40Х + 5ХНМ при  $T_0 = 1200$  °С

1 – рабочая часть образца (сталь Х12МФ); 2 – основа образца (сталь 40Х);

3 – рабочая часть образца (сталь 5ХНМ); 4 – основа образца (сталь 40Х)

Рисунок 4 – Вид биметаллических образцов, полученных скоростным горячим выдавливанием

На рисунке 5 приведены фотографии микроструктуры биметаллических образцов в зоне шва. Как видно из фотографий, качество полученного шва в центре и на краю образцов практически одинаково, что является доказательством произошедшего физического контакта по всей соединяемой площади. Из рисунка 4 очевидно, что оксидные пленки и прочие загрязнения вытеснены в кольцевой зазор.



а, в – центр шва; б, г – край шва

Рисунок 5 – Микроструктура шва биметаллических образцов при 1000× увеличении (а, б – сталь 40Х+Х12МФ; в, г – сталь 40Х+5ХНМ)

## Выводы

1. Установлена возможность получения качественного биметаллического соединения при деформировании со скоростью 9–10 м/с и температуре составной заготовки 1150–1200 °С, которое формируется при совместном пластическом течении на поверхности контакта двух частей заготовки с удалением поверхностных оксидных пленок.

2. Разработана и обоснована геометрия инструмента, схемы нагружений и форма геометрии сопрягаемых поверхностей двух частей заготовки для получения биметаллического формообразующего штампового инструмента методом скоростного горячего выдавливания, обоснован выбор оборудования, используемого для получения прочного соединения двух различных сталей (40Х + Х12МФ и 40Х + 5ХНМ).

3. Необходимым и достаточным условием для получения качественного соединения является увеличение площади сопрягаемых поверхностей двух частей заготовки как минимум в два раза.

## Литература

1. Лясников, А.В. Образование полостей пресс-форм и штампов выдавливание / А.В. Лясников. – С-Пб.: Внешторгиздат, 1993. – 312 с.

2. Скоростное горячее выдавливание стержневых изделий с плакированием торцевой части / И.В. Качанов [и др.]. – Минск: БНТУ, 2011. – 198 с.

3. Потапов, И.Н. Слоистые металлические композиции / Потапов И.Н., Лебедев В.Н., Кобелев А.Г. – М.: Металлургия, 1986. – 216 с.

4. Гельман, А.С. Основы сварки давлением / А.С. Гельман. – М.: Машиностроение, 1970. – 312 с.

В.С. КАРПИЦКИЙ, канд. техн. наук,  
Ю.В. КАРПИЦКИЙ, канд. техн. наук (БНТУ)

## **ФАКТОРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА ИЗГИБ ПОЛОСЫ И НЕРАВНОМЕРНОСТЬ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ КРУТЯЩИХ МОМЕНТОВ МЕЖДУ ВАЛКАМИ ПРИ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКЕ**

При несимметричном процессе прокатки, в частности, при прокатке в валках одинакового диаметра, но имеющих разные окружные скорости вращения, в результате несимметричного взаимодействия валков и прокатываемого металла схема действия сил, условия на контактных поверхностях, напряженно-деформированное состояние и скоростные условия в зонах обжатия, относящихся к каждому валку, различны. Такой процесс прокатки сопровождается рядом особенностей: тенденцией к изгибу металла в плоскости выхода его из валков, а также неравномерным распределением крутящих моментов на валах привода рабочих валков, отрицательно влияющих на работоспособность деталей и узлов привода прокатного стана и качество получаемого проката.

На возникновение указанных выше негативных факторов при несимметричной прокатке в той или иной мере оказывают влияние такие основные параметры процесса как относительное обжатие (степень деформации) за проход ( $\Delta h/h_0$ ), относительная разность окружных скоростей валков ( $\Delta v/v_{cp}$ ), величина коэффициента контактного трения ( $\mu$ ) и др.

При прокатке параметры процесса могут изменяться в широком диапазоне и при определенных условиях вызывать перегрузку деталей привода прокатного стана, пробуксовку валков относительно прокатываемой полосы, а также значительный изгиб выходящего конца полосы.

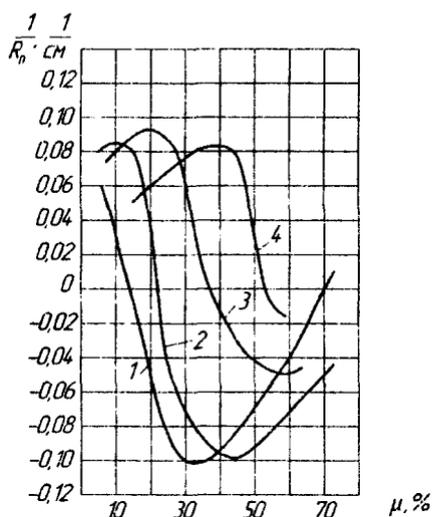
Данная работа посвящена изучению влияния указанных факторов на характер изгиба полосы и распределения крутящих моментов между валками.

Экспериментальные исследования процесса несимметричной прокатки проводили на лабораторном прокатном стане с диаметром

валков 180 мм и шестеренной клетью, обеспечивающей возможность рассогласования окружных скоростей валков в широком диапазоне фиксированных значений  $K_v$  ( $K_v = v_1/v_2$ , где  $v_1$  – скорость ведущего валка, то есть валка, вращающегося с большей окружной скоростью;  $v_2$  – скорость ведомого валка, то есть валка, вращающегося с меньшей окружной скоростью) равном 1,0; 1,10; 1,18; 1,28; 1,5; 1,8; 2,17. Для прокатки использовали свинцовые и алюминиевые полосы толщиной от 2 до 14 мм, шириной 30 мм и длиной 250 мм. Процесс прокатки осуществляли с различными степенями обжатия за проход, при этом производили замеры начальной и конечной толщины полосы и величину прогиба прокатанных полос, которую определяли по стреле прогиба (величина обратная радиусу кривизны  $1/R_n$ ), а также производили регистрацию величин крутящих моментов на валах привода рабочих валков.

Известно [1, 2], что рассогласование окружных скоростей валков при несимметричной прокатке приводит к снижению средних нормальных контактных напряжений ( $p_{\text{ф}}$ ), причем с ростом степени деформации величина их снижения увеличивается. Кроме того, увеличение коэффициента рассогласования окружных скоростей валков ( $K_v$ ) для всего интервала варьируемых параметров вызывает снижение средних касательных контактных напряжений ( $\tau_{\text{ф}}$ ), что вызвано уменьшением нормальных контактных напряжений. Однако интенсивность изменения  $p_{\text{ф}}$  выше, чем  $\tau_{\text{ф}}$  причем прямопропорциональная связь между ними отсутствует. Следует отметить, что перераспределение сил трения между валками в связи с рассогласованием не обусловлено изменением нормальных давлений. Это свидетельствует о том, что нормальные давления не являются единственным фактором, определяющим величину сил контактного трения. Рассогласование окружных скоростей приводит к увеличению контактного скольжения металла относительно валков, а это, в свою очередь, вызывает рост  $\tau_{\text{ф}}$ . Следовательно, на изменение  $\tau_{\text{ф}}$  влияют два фактора – снижение  $p_{\text{ф}}$  и рост контактного скольжения в очаге деформации. Первый фактор оказывает более значительное влияние на касательные контактные напряжения по сравнению со вторым, так как с увеличением  $K_v$  наблюдается снижение  $\tau_{\text{ф}}$ . При значительном увеличении  $K_v > K_{v\text{кр}}$ , где  $K_{v\text{кр}}$  – критическая степень рассо-

гласования окружных скоростей валков, контактное скольжение металла относительно валков значительно возрастает, интенсивность снижения  $\tau_f$  увеличивается. В ходе проведения экспериментальных исследований выявлено, что с увеличением степени деформации за проход (относительного обжатия) характер изгиба выходящего конца полосы из валков меняется (рисунок 1), что согласуется с данными работ [3] по исследованию процесса прокатки полос в валках неравного диаметра. При прокатке со степенью деформации за проход равной 20–40 % и относительной разностью окружных скоростей валков  $\Delta v/v_{ср} = 0,13$  изгиб полосы происходит на ведомый валок (положительная кривизна), а при более высокой степени деформации  $\epsilon = 40–60\%$  – на ведущий валок (отрицательная кривизна). При значительной величине  $\epsilon > 60\%$  изгиб полосы происходит снова в сторону ведомого валка. С увеличением степени рассогласования  $K_v$  интенсивность изгиба полосы увеличивается. Отмеченная закономерность при несимметричной прокатке объясняется тем, что на прокатываемую полосу одновременно действуют два противоположно влияющих фактора – разность окружных скоростей валков и неравномерность деформации (разная степень обжатия) со стороны каждого из валков, которые в конечном итоге приводят к изменению соотношения пластического течения в слоях металла, находящихся в приконтактной зоне с рабочими валками. Очевидно, что в каждом конкретном случае соотношение обжатий, производимых валками, неодинаково. Различия в обжатиях, производимых каждым из валков, обуславливают повышение скорости пластического течения в слоях металла в приконтактной зоне с ведомым валком, и чем больше общее обжатие (степень деформации), тем больше различие в скоростях пластического течения в слоях металла в приконтактных зонах с валками. Разность окружных скоростей валков способствует изгибу полосы на ведомый валок, а различие в обжатиях, наоборот, изгибу полосы на ведущий валок. В конечном итоге направление изгиба полосы и будет зависеть от того, какой из отмеченных выше факторов окажет преобладающее влияние на процесс прокатки. При определенных равноценных влияниях указанных факторов на прокатываемую полосу в очаге деформации, полоса выходит из валков без изгиба.



1 -  $h_0 = 2,0$  мм; 2 -  $h_0 = 4,8$  мм; 3 -  $h_0 = 10$  мм; 4 -  $h_0 = 14$  мм

Рисунок 1 – Характер изменения кривизны полосы в зависимости от степени деформации при относительной степени рассогласования окружных скоростей валков  $\Delta v/v_{cp} = 0,13$

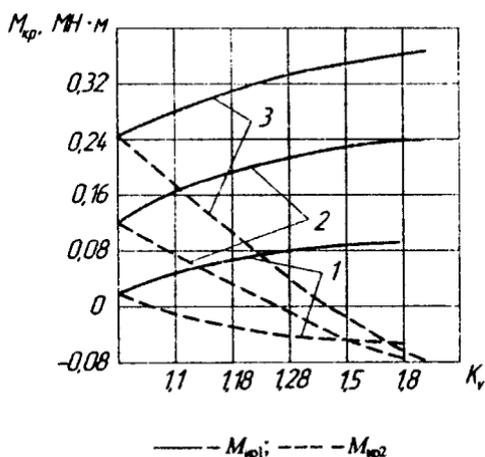
Для уменьшения кривизны прокатываемых полос необходимо осуществлять выбор рациональных основных параметров несимметричной прокатки  $\frac{\Delta h}{h_0}$  и  $\frac{\Delta v}{v_{cp}}$ , учитывая при этом, что величина и направление изгиба полос различной толщины в основном зависят от величины коэффициента формы очага деформации

$\frac{ld}{h_{cp}} = \sqrt{\frac{\Delta h R_{cp}}{h_0 h_1}}$ , где  $R_{cp}$  – средний радиус валков;  $h_0$  и  $h_1$  – соответственно начальная и конечная толщина полосы [3].

Смещение нейтральных углов в результате несимметрии процесса прокатки [1, 2] приводит к неравномерному распределению крутящих моментов между валками (рисунок 2).

С увеличением коэффициента рассогласования окружных скоростей валков  $K_v$  на ведущем валке момент прокатки увеличивается, а на ведомом снижается. С увеличением степени деформации интенсивность снижения момента прокатки больше, чем интенсивность

его роста при меньших значениях  $\varepsilon$ . Поэтому суммарный момент уменьшается с ростом  $K_v$ . При определенном значении коэффициента рассогласования окружных скоростей валков  $K_v$ , равном его критическому значению  $K_{vкр}$  [1], величина момента на ведомом валке становится равной нулю, что соответствует минимуму суммарного момента прокатки. При  $K_v > K_{vкр}$  момент прокатки на ведомом валке становится отрицательным. Это значит, что ведомый валок не передает, а забирает мощность из очага деформации и препятствует движению полосы, то есть на контакте с ведомым валком происходит пробуксовка полосы. Степень рассогласования окружных скоростей валков, при которой это происходит, является критической, то есть  $K_v = K_{vкр}$ . Поэтому осуществление процесса несимметричной прокатки при  $K_v > K_{vкр}$  нецелесообразно, так как такое увеличение  $K_v$  не будет вызывать роста области очага деформации, определяющей снижение давления металла на валки, а будет лишь несколько снижать скорость прокатки и увеличивать скольжение полосы на ведущем валке.



1 —  $\varepsilon = 10\%$ ; 2 —  $\varepsilon = 30\%$ ; 3 —  $\varepsilon = 50\%$

Рисунок 2 — График изменения величины крутящего момента на валках в зависимости от степени рассогласования окружных скоростей валков и степени деформации

Анализ контактного взаимодействия металла с валками показал, что в исследуемом интервале степени рассогласования окружных

скоростей валков  $K$ , при различной степени деформации имеется ряд критических значений  $K_{кр}$ , при которых процесс прокатки может осуществляться стабильно без пробуксовки полосы относительно ведущего валка.

### Литература

1. Карпицкий, В.С. Усилие и напряжения процесса асимметричной прокатки полос в условиях граничных значений кинематических параметров / В.С. Карпицкий, Ю.В. Карпицкий // *Металлургия: Респ. межведом. сб. науч. тр.* – Минск: Выш. школа, 2008. – Вып. 31. – С. 241–244.

2. Карпицкий, В.С. Теоретические и экспериментальные исследования процесса прокатки с критическим рассогласованием окружных скоростей валков / В.С. Карпицкий, Ю.В. Карпицкий // *Современные методы и технологии создания и обработки материалов: материалы III Междунар. науч.-техн. конф., Минск, 15–17 октября 2008 г.: в 4 кн.* – Минск: ФТИ НАНБ, 2008. – Кн. 3: Новые технологии обработки металлов давлением. – С. 181–184.

3. Нефедов, А.А. К вопросу об изгибе выходящего конца полосы при прокатке на валках разного диаметра / А.А. Нефедов // *Изв. вузов. Черная металлургия.* – 1984. – Т. 4. – С. 72–75.

УДК 622.731

А.Н. БУКО (Департамент «Белавтодор»),  
М.В. КУДИН, канд. техн. наук (БНТУ),  
А.К. ГАВРИЛЕНЯ, канд. техн. наук (БарГУ)

### УДАР КУСКОВ ИЗМЕЛЬЧАЕМОГО МАТЕРИАЛА ОБ ОТБойНУЮ ПОВЕРХНОСТЬ ЦЕНТРОБЕЖНО-УДАРНОЙ ДРОБИЛКИ

Для улучшения и придания материалам потребительских и технологических свойств широко используются операции их измельчения. В настоящее время все большее применение находит центробежно-ударный способ дробления. Низкие энергозатраты и вы-

сокая эффективность при дроблении хрупких материалов ставят центробежно-ударные дробилки в ряд наиболее перспективных [1, 2].

Центробежно-ударные дробилки позволяют реализовать способ измельчения «свободным ударом», при котором дробление осуществляется с низким выходом частиц игловатой и лещадной формы (не выше 10 % по массе). Разрушение кусков происходит по границам спайности минералов и внутренних трещин, что приводит к селективному дроблению руды с извлечением зерен целевого материала уже при дроблении. Также полученные в результате дробления частицы практически лишены внутренних трещин, что приводит к повышению прочности на сжатие по отношению к прочности исходных кусков.

Принцип действия центробежно-ударной дробилки основан на ускорении под действием центробежных сил кусков материала в лопасти и их вылете со скоростью, существенно превышающей критическую скорость разрушения материала. В камере измельчения происходит удар разогнанных кусков об отбойное кольцо (рисунок 1).

При ударе об отбойное кольцо измельчаемый кусок материала получает точку опоры. Так как для боковых участков куска материала точки опоры отсутствуют, то действующая на кусок материала сила  $P$  стремится разорвать связи, осуществляющие сцепление в материале. При этом возникают напряжения в измельчаемом куске материала. Если возникающие напряжения больше допустимых, то происходит разрушение исходного куска материала. Следует отметить, что расчет усложняется, так как на различных участках измельчаемого куска материала возникают напряжения смятия, изгиба, сжатия, сдвига и растяжения. Какой вид напряжений приведет к разрушению куска материала, будет зависеть от следующих факторов: вида удара (прямой или косой); прочности связей между частицами в исходном материале; наличия дефектов структуры материала; геометрической формы кусков исходного материала; конфигурации поверхности отбойных колец.

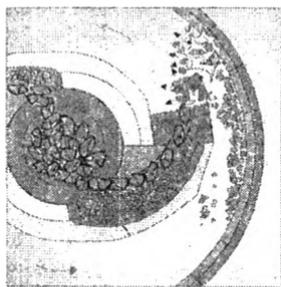


Рисунок 1 – Удар кусков материала об отбойное кольцо дробилки

Определение энергоемкости процесса дробления затруднено в связи с тем, что в настоящее время отсутствуют аналитические методы, которые позволили бы определить количество и размер частей, на которые распадается исходный кусок материала под действием известных сил. Обычно исходный материал представляют в виде сыпучей среды, состоящей из однородных по химическому составу, но разнородных по размеру и форме отдельных кусков. Точный расчет энергозатрат на дробление затруднен значительным влиянием на процесс разрушения дефектов структуры материала, а также хаотическим распределением кусков материала между собой.

Характер разрушения кусков исходного материала при ударе об отбойную поверхность центробежно-ударной мельницы может быть двух видов: полное разрушение (прямой удар, угол атаки куска материала  $\alpha = 90^\circ$ ); частичное разрушение (косой удар,  $\alpha < 90^\circ$ ), и зависит от большого количества различных факторов, основными из которых являются: величина абсолютной скорости удара кусков материала об отбойную поверхность мельницы; величина критической скорости разрушения кусков данного материала; траектория движения кусков исходного материала в пределах зоны измельчения; угол установки отбойных элементов по отношению к радиусу мельницы.

Наиболее предпочтительным видом разрушения частиц исходного материала в помольной камере мельницы является разрушение посредством высокоскоростного центрального (прямого) удара ( $\alpha = 90^\circ$ ) об отбойную поверхность. В данном случае кинетическая энергия частиц материала используется для разрушения с мини-

мальными потерями и, в результате более тонкого помола, значительно снижается количество рикошетирующих от отбойной поверхности на ускоритель мельницы крупных осколков измельчаемого материала, что в свою очередь приводит к определенному увеличению срока службы рабочих элементов ускорителя и снижению капитальных затрат на их замену или восстановление.

По мере поступления измельчаемого материала в центробежно-ударную дробилку, каждая его частица испытывает за доли секунды стремительное ускорение и торможение (рисунок 2). Этим обеспечивается создание в камере измельчения вращающейся среды с высокой насыщенностью частиц, движущихся хаотически и обладающих большой кинетической энергией.

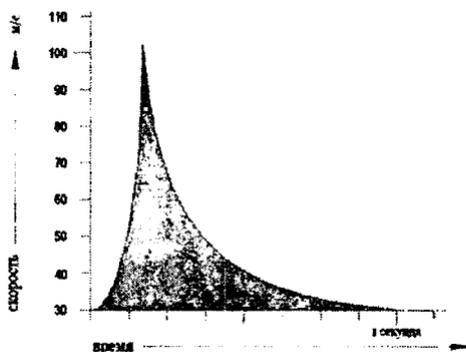


Рисунок 2 – Скорость движения частиц

Известно [3], что теоретическая скорость вылета кусков измельчаемого материала  $v_{\text{в}}$  из ротора с радиальными лопастями с учетом коэффициента трения  $f$  между измельчаемым материалом и лопастями ротора больше скорости концов лопастей  $v_{\text{л}}$  в 1,25 раза.

Окружная скорость  $v_{\text{л}}$ , м/с

$$v_{\text{л}} = \frac{\pi n R}{30}, \quad (1)$$

где  $n$  – частота вращения ротора, об/мин;  $R$  – радиус окружности, описываемой концом лопасти, м.

Кинетическая энергия, потерянная телами при неупругом ударе, равна кинетической энергии, соответствующей их потерянными скоростям [4].

Рассматривая удар измельчаемого материала об отбойное кольцо, запишем уравнение кинетической энергии:

$$T_0 - T = \frac{mv_{\text{в}}^2}{2} - \frac{mv_{\text{к}}^2}{2}, \quad (2)$$

где  $T_0$  – кинетическая энергия материала до удара;  $T$  – кинетическая энергия разрушенных частиц материала после удара;  $m$  – масса материала;  $v_{\text{к}}$  – средняя скорость частиц после удара измельчаемого материала об отбойные кольца и его разрушения.

Ориентировочно скорость частиц после материала после удара и разрушения на два порядка меньше скорости измельчаемого материала до удара, поэтому можно считать, что кинетическая энергия материала  $T$  после удара составляет 1–2 % от  $T_0$ .

Работа  $A$ , израсходованная на разрушение измельчаемого материала, равна потере кинетической энергии материала при ударе

$$A = (0,98 - 0,99)T_0. \quad (3)$$

Таким образом, работа  $A$  будет зависеть от массы измельчаемых кусков материала, при этом, если кусок материала будет иметь малую массу, то работа  $A$  может быть недостаточна для разрушения материала.

При ударе частиц измельчаемого материала об отбойные кольца в месте их соприкосновения возникают деформации, и, следовательно, перемещения частиц материала, обусловленные деформациями [5]. Деформация кусков материала приводит к их разрушению. Если считать, что работа, израсходованная на разрушение, будет выполнена ударной силой  $P$  на деформацию  $\Delta d$ , то

$$A = P\Delta d. \quad (4)$$

Тогда ударная сила  $P$

$$P = \frac{A}{\Delta d}. \quad (5)$$

Отсюда видно, что в первую очередь будут разрушаться более хрупкие куски материала, для которых  $\Delta d \rightarrow 0$ .

Подставив выражение (4) в (3), получим

$$P\Delta d = (0,98...0,99)I_0$$

или

$$P\Delta d = (0,98...0,99)\frac{mv_B^2}{2}. \quad (6)$$

Сила удара, вызывающая разрушение частиц измельчаемого материала, определяется по формуле

$$P = \sigma_B d^2, \quad (7)$$

где  $d$  – размер частицы условно принятой в виде куба.

Тогда из выражения (6) скорость удара частицы со стороны  $d$ , необходимая для ее разрушения, будет определяться по формуле

$$v_B = \sqrt{\frac{2\sigma_B d^2 \Delta d}{(0,98-0,99)m}} = \sqrt{\frac{2\sigma_B d^2 \Delta d}{(0,98-0,99)\rho d^3}} = \sqrt{\frac{2\sigma_B \Delta d}{(0,98-0,99)\rho d}}. \quad (8)$$

Таким образом, при ударном воздействии на измельчаемый материал, прежде всего, будут разрушаться более крупные (с большей плотностью и массой) частицы.

С учетом того, что  $v_B \approx 1,25v_d$  и после подстановки выражения (1) в (6) запишем

$$P = (0,0084...0,0085)\frac{mn^2 R^2}{\Delta d}. \quad (9)$$

Из выражения (9) видно, что сила удара частиц об отбойную поверхность будет тем больше, чем больше масса частицы, частота вращения и радиус окружности конца лопасти центробежно-ударной дробилки. Поэтому для осуществления контроля интенсивности обработки и гранулометрического состава готовой продукции целесообразно предусмотреть возможность регулировки частоты вращения ротора центробежно-ударной дробилки.

На экспериментальной базе НПО «Центр» проведены опытно-технологические работы по центробежно-ударному дроблению до-

ломитового щебня из смеси фракций 20–60 мм с целью оптимизации ударного силового воздействия, обеспечивающего получение щебня требуемой прочности и кубовидной формы.

Гранулометрический состав продуктов дробления доломитового щебня, при различных скоростях удара, приведен в таблице 1.

Таблица 1 – Зависимость гранулометрического состава от скорости удара

Продукты отсева	Скорость удара, м/с		
	53	57	64
	Выход фракций, %		
крупнее 40 мм	4,16	2,84	2,76
от 20 до 40 мм	55,42	51,08	47,84
от 10 до 20 мм	22,73	21,29	22,50
от 5 до 10 мм	8,45	9,27	11,29
менее 5 мм	9,24	15,52	15,61

Проведены исследования физико-механических свойств щебня фракций 5–10 мм и 10–20 мм. Установлено, что в результате ударно-центробежного дробления марка по дробимости исходной фракции повысилась с 600 до 1000, а содержание в материале зерен пластинчатой и игольчатой формы уменьшается в среднем в 2–3 раза, и составило 4,5–7,5 %, что соответствует щебню I группы по ГОСТ 8267-93. В измельченном продукте содержание частиц изометрической кубообразной формы составляет около 93–95 %, а насыпная плотность щебня, полученного ударно-центробежным способом, повысилась на 5–8 %. Истираемость исходного материала в результате дробления повысилась на 30–35 % и соответствует марке И-1 по ГОСТ 8267-93.

### Литература

1. Барон, Л.И. Разрушение горных пород свободным ударом / Л.И. Барон, И.Е. Хмельковский. – М.: Наука, 1971. – 203 с.
2. Создание опытного образца роторно-ударной ДИМ для рудных и нерудных материалов производительностью до 10 т/ч: отчет о

НИР / НИПКИ «Параметр» при ДГМИ: рук. темы П.П. Королев. – Алчевск, 1993. – 17 с. – № ГР 0193У024515. – Инв. № 0294И002393.

3. **Осколенко, Г.Н.** Исследование дробления и измельчения силикатных и других материалов в центробежной роторной мельнице-дробилке: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.05.06 / Г.Н. Осколенко. – Днепропетровск, 1965. – 27 с.

4. **Яблонский, А.А.** Курс теоретической механики / А.А. Яблонский, В.М. Никифорова. – М.: Издательство «Лань», 2002. – 768 с.

5. **Багян, Э.Р.** Исследование и разработка способа механического дробления хрупких материалов свободным ударом с использованием центробежного ускорителя: автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.05.06 / Э.Р. Багян; Институт геотехнической механики АН УССР. – Днепропетровск, 1986. – 25 с.

## СОДЕРЖАНИЕ

### Черная металлургия

<i>Трусова И.А., Герман М.Л., Менделев Д.В., Кабишов С.М., Ратников П.Э.</i> Тепловая работа кузнечных индукционных нагревателей. Сообщение 1. Основы физико-математического моделирования.....	3
<i>Трусова И.А., Менделев Д.В., Ратников П.Э., Кабишов С.М., Цыкунов П.Ю.</i> Тепловая работа кузнечных индукционных нагревателей. Сообщение 2. Влияние технологических факторов на удельную тепловую мощность.....	15
<i>Трусова И.А., Менделев Д.В., Кабишов С.М., Ратников П.Э.</i> Тепловая работа кузнечных индукционных нагревателей. Сообщение 3. Численное моделирование тепловой работы кузнечных индукционных нагревателей при различных режимах их работы.....	25
<i>Тимошпольский В.И., Кабишов С.М., Трусова И.А., Ратников П.Э., Менделев Д.В.</i> Применение в промышленных тепловых установках дутья, обогащенного кислородом, с целью снижения образования $NO_x$ ..	36
<i>Кабишов С.М., Трусова И.А., Менделев Д.В., Ратников П.Э.</i> Выбор способа производства кислорода для обогащения воздуха горения в нагревательных печах и теплогенерирующих установках.....	53
<i>Слуцкий А.Г., Калинин А.С., Зык Н.В., Медведев Д.И., Сметкин В.А., Кривоуст А.А.</i> Пути повышения эффективности модификаторов-раскислителей.....	62
<i>Корнеев С.В.</i> Моделирование процесса вдувания порошков в сталеразливочный ковш.....	71
<i>Корнеев С.В., Розум В.А.</i> Экономические предпосылки модифицирования стали.....	84
<i>Белязин К.Е., Сосновский А.В.</i> Распределение температурных полей при электроконтактном оплавлении.....	94

### Литейное производство

<i>Слуцкий А.Г., Калинин А.С., Шейнерт В.А., Шульга А.В.</i> Особенности процесса восстановления молибдена при получении легирующих присадок.....	102
<i>Рафальский И.В., Немененок Б.М., Арабей А.В., Луцкий П.Е., Панасюгин А.С.</i> Межфазное взаимодействие компонентов алюмоматричных композиционных сплавов на основе систем Al-SiO <sub>2</sub> и Al-SiC, полученных с использованием гетерофазных технологий.....	108

<i>Рафальский И.В., Морозов И.В., Арабей А.В.</i> Экспрессный контроль содержания кремния в сплавах системы Al–Si с использованием методов метрической классификации.....	120
<i>Трибушевский Л.В., Трибушевский В.Л., Немененок Б.М., Румянцева Г.А.</i> К вопросу выбора оборудования для плавки алюминиевой стружки.....	131
<i>Пивоварчик А.А., Михальцов А.М., Довнар Г.В.</i> Анализ математических моделей для определения усилия извлечения отливки при литье алюминиевых сплавов под давлением.....	136
<i>Михальцов А.М., Пивоварчик А.А.</i> Исследование газотворной способности разделительных покрытий для пресс-форм литья алюминиевых сплавов под давлением.....	144
<i>Румянцева Г.А., Трибушевский Л.В., Немененок Б.М.</i> Анализ пылегазовых выбросов, образующихся при плавке окисленных отходов в короткопламенной роторной печи.....	152
<i>Малькевич Н.Г., Сидорская Н.В.</i> Анализ состава ваграночных газов и оптимальной системы очистки .....	160
<i>Скибарь А.М., Гурченко П.С.</i> Перспективные направления развития литейного производства ОАО «МАЗ» на 2013–2020 годы.....	168
<i>Федулов В.Н.</i> Повышение стойкости пресс-форм для литья алюминиевых сплавов в процессе эксплуатации.....	180

### Обработка металлов давлением

<i>Ковалевский В.Н., Сенченко Г.М., Нисс В.С.</i> Определение температурных полей и термонапряжений при сварке взрывом трубных заготовок из дюралюминиевого сплава Д16 и стали 40Х.....	188
<i>Исаевич Л.А., Король В.А., Иваницкий Д.М., Пушкесич В.И.</i> Анализ способов производства полос параболического профиля.....	196
<i>Кудин М.В., Качанов И.В., Ленкевич С.А.</i> Анализ процесса скоростного ударного выдавливания полостей формообразующих деталей штамповой оснастки.....	201
<i>Качанов И.В., Кудин М.В., Ленкевич С.А.</i> Оборудование и технология получения биметаллических формообразующих деталей штамповой оснастки методом скоростного горячего выдавливания.....	209
<i>Карпицкий В.С., Карпицкий Ю.В.</i> Факторы, влияющие на изгиб голосы и неравномерность распределения крутящих моментов между валками при несимметричной прокатке.....	217
<i>Буко А.Н., Кудин М.В., Гавриленя А.К.</i> Удар кусков измельчаемого материала об отбойную поверхность центробежно-ударной дробилки...	222

Научное издание

## **МЕТАЛЛУРГИЯ**

**РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ  
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**ВЫПУСК 34**

**В 2 ЧАСТЯХ**

**ЧАСТЬ 1**

**Технический редактор *О. В. Песенько***

Подписано в печать 12.04.2013. Формат 60×84 <sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Бумага офсетная. Ризография.

Усл. печ. л. 13,48. Уч.-изд. л. 10,54. Тираж 100. Заказ 262.

Издатель и полиграфическое исполнение: Белорусский национальный технический университет. ЛИ № 02330/0494349 от 16.03.2009. Пр. Независимости, 65. 220013, г. Минск.