ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

Том 60 Номер 9 2017

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

Влияние переменных сил трения на размеры зон скольжения, ТОРМОЖЕНИЯ И ЗАСТОЯ ПРИ ОСАДКЕ ПОЛОСЫ

Оценка напряженно-деформированного состояния металла НА ОСНОВЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ТРУБ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА

• РЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЕ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Повышение эффективности генерации сжатого воздуха на МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОМ ПРЕДПРИЯТИИ

• МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Определение критических температур и структурного состояния 13 %-ных хромистых сталей магнитометрическим методом

Оценки механической деформируемости металла с позиций ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ДИССИПАЦИИ

• ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Равновесное распределение бора между металлом системы Fe-C-SI-AL И БОРСОДЕРЖАЩИМ ШЛАКОМ

Термодинамическое моделирование химических и фазовых ПРЕВРАЩЕНИЙ В СИСТЕМЕ ОКИСЛЕННАЯ МАРГАНЦЕВАЯ РУДА – УГЛЕРОД

IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY VOI. 60 NO. 9 2017

Web: www.fermet.misis.ru

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ <u>ИЗЗВЕССТИЛЯ</u> ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ № 9, 2017 Манасса с января 1958 г. ежемесячно Манасса с января 1958 г. ежемесячно Манасса с января 1958 г. ежемесячно

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

Главный редактор: ЛЕОНТЬЕВ Л.И. (Российская Академия Наук, г. Москва)

Заместитель главного редактора: ПРОТОПОПОВ Е.В. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

Ответственный секретарь: ПОЛУЛЯХ Л.А. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

Заместитель ответственного секретаря: БАЩЕНКО Л.П. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

Члены редакционной коллегии:

АЛЕШИН Н.П. (Российская Академия Наук, г. Москва)

АСТАХОВ М.В. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва) АШИХМИН Г.В. (ОАО «Институт Цветметобработка», г. Москва)

БАЙСАНОВ С.О. (Химико-металлургический институт им. Ж.Абишева, г. Караганда, Республика Казахстан)

БЕЛОВ В.Д. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва) БРОДОВ А.А., редактор раздела «Экономическая эффективность металлургического производства» (ФГУП «ЦНИИчермет им. И.П. Бардина», г. Москва) ВОЛЫНКИНА Е.П. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк) ГЛЕЗЕР А.М. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

ГОРБАТЮК С.М. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва) ГРИГОРОВИЧ К.В., редактор раздела

«Металлургические технологии» (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва)

ГРОМОВ В.Е. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

ДМИТРИЕВ А.Н. (Институт металлургии УрО РАН, г. Екатеринбург)

ДУБ А.В. (ЗАО «Наука и инновации», г. Москва) ЗИНГЕР Р.Ф. (Институт Фридриха-Александра, Германия)

ЗИНИГРАД М. (Институт Ариэля, Израиль)

ЗОЛОТУХИН В.И. (Тульский государственный университет, г. Тула)

КОЛМАКОВ А.Г. (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва) КОЛОКОЛЬЦЕВ В.М. (Магнитогорский государственный технический университет, г. Магнитогорск) КОСТИНА М.В. (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва) КОСЫРЕВ К.Л. (АО «НПО «ЦНИИТМаш», г. Москва) КУРГАНОВА Ю.А. (МГТУ им. Н.Э. Баумана, г. Москва)

КУРНОСОВ В В. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва) ЛАЗУТКИН С.С. (ГК «МетПром», г. Москва) ЛИНН Х. (ООО «Линн Хай Терм», Германия) ЛЫСАК В.И. (Волгоградский государственный технический университет, г. Волгоград) МЫШЛЯЕВ Л.П. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк) НИКУЛИН С.А. (Национальный исследовательский технологический иниверситет «МИСиС», г. Москва) ОСТРОВСКИЙ О.И. (Университет Нового Южного *Vэльса*, Сидней, Австралия) ПОДГОРОДЕЦКИЙ Г.С., редактор раздела «Ресирсосбережение в черной металлургии» (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва) ПЫШМИНЦЕВ И.Ю., редактор раздела «Инновации в металлургическом и лабораторном оборудовании, технологиях и материалах» (Российский научно-исследовательский институт трубной промышленности, г. Челябинск)

РАШЕВ Ц.В., редактор раздела «Стали особого назначения» (Академия наук Болгарии, Болгария) РУДСКОЙ А.И. (Санкт-Петербургский Политехнический Университет Петра Великого, г. Санкт-Петербург)

СИВАК Б.А. (AO AXK «ВНИИМЕТМАШ», г. Москва) СИМОНЯН Л.М., редактор раздела «Экология и рациональное природопользование» (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», е. Москва)

СМИРНОВ Л.А. (ОАО «Уральский институт металлов», г. Екатеринбург)

СОЛОДОВ С.В., редактор раздела

«Информационные технологии и автоматизация в черной металлургии» (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

СПИРИН Н.А. (Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург)

ТАНГ ГУОИ (Институт перспективных материалов университета Циньхуа, г. Шеньжень, Китай) ТЕМЛЯНЦЕВ М.В. (Сибирский государственный

индустриальный университет, г. Новокузнецк) ФИЛОНОВ М.Р., редактор раздела «Материаловедение» (Национальный исследовательский

технологический университет «МИСиС», г. Москва) ШЕШУКОВ О.Ю. (Уральский федеральный

университет, г. Екатеринбург)

ШПАЙДЕЛЬ М.О. (Швейцарская академия материаловедения, Швейцария)

ЮРЬЕВ А.Б. (ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК», г. Новокузнецк) ЮСУПОВ В.С. (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва)

Учредители:



Сибирский государственный индустриальный университет

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

Настоящий номер журнала подготовлен к печати

Национальным исследовательским технологическим университетом «МИСиС»

Адреса редакции:

119049, Москва, Ленинский пр-т, д. 4 Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», *Тел./факс*: (495) 638-44-11, (499) 236-14-27 *E-mail*: fermet.misis@mail.ru, ferrous@misis.ru www.fermet.misis.ru 654007, Новокузнецк, 7, Кемеровской обл., ул. Кирова, д. 42 Сибирский государственный индустриальный университет, *Ten.*: (3843) 74-86-28 *E-mail:* redjizvz@sibsiu.ru

Журнал «Известия ВУЗов. Черная металлургия» по решению ВАК входит в «Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени доктора и кандидата наук»

Журнал «Известия ВУЗов. Черная металлургия» зарегистрирован

Федеральной службой по надзору в сфере связи и массовых коммуникаций ПИ № ФС77-35456

VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY

Editor-in-Chief: LEONT'EV L.I. (Russian Academy of Sciences, Moscow)

Deputy Editor-in-Chief: PROTOPOPOV E.V. (Siberian State Industrial University, Novokuznetsk) Executive secretary: POLULYAKH L.A.

(National Research Technological University "MISIS", Moscow)

Deputy Executive secretary: BASHCHENKO L.P.

(Siberian State Industrial University, Novokuznetsk)

Editorial Board:

V.M. KOLOKOL'TSEV (Magnitogorsk State Technical N.P. ALESHIN (Russian Akademy of Sciences, Moscow) University, Magnitogorsk) G.V. ASHIKHMIN (ISC "Institute Tsvetmetobrabotka", Moscow) M.V. ASTAKHOV (National Research Technological University "MISIS", Moscow) S.O. BAISANOV (Abishev Chemical-Metallurgical Institute, Karaganda, Republic of Kazakhstan) V.D. BELOV (National Research Technological University "MISIS". Moscow) A.A. BRODOV, Editor of the section "Economic efficiency of metallurgical production" (IP Bardin Moscow) Central Research Institute for Ferrous Metallurgy. Moscow) Germany) A.N. DMITRIEV (Institute of Metallurgy, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences, Ural Federal Volgograd) University, Ekaterinburg) A.V. DUB (JSC "Science and Innovations", Moscow) University, Novokuznetsk) M.R. FILONOV, Editor of the section "Material science" (National Research Technological University "MISIS" Moscow) A.M. GLEZER (National Research Technological Sidney, Australia) University "MISIS", Moscow) S.M. GORBATYUK (National Research Technological University "MISIS", Moscow) K.V. GRIGOROVICH, Editor of the section "Metallurgical Technologies" (Baikov Institute of Metallurgy and Materials Science of RAS, Moscow) V.E. GROMOV (Siberian State Industrial University, Chelvabinsk) Novokuznetsk) A.G. KOLMAKOV (Baikov Institute of Metallurgy and

Materials Science of RAS, Moscow)

Polytechnic University, Saint-Petersburg) M.V. KOSTINA (Baikov Institute of Metallurgy and O.YU. SHESHUKOV (Ural Federal University, Materials Science of RAS, Moscow) Ekaterinburg) K.L. KOSYREV (JSC "NPO "TSNIITMash", Moscow) L.M. SIMONYAN, Editor of the section "Ecology YU.A. KURGANOVA (Bauman Moscow State Rational Use of Natural Resources" (National Research Technological University "MISIS", Moscow) Technical University, Moscow) V.V. KURNOSOV (National Research Technological R.F. SINGER (Friedrich-Alexander University, University "MISIS". Moscow) Germanu) S.S. LAZUTKIN (Group of Companies "MetProm", B.A. SIVAK (VNIIMETMASH Holding Company, Moscow) H. LINN (Linn High Therm GmbH, Hirschbach, L.A. SMIRNOV (OJSC "Ural Institute of Metals", Ekaterinburg) V.I. LYSAK (Volgograd State Technical University, L.P. MYSHLYAEV (Siberian State Industrial "MISIS", Moscow) S.A. NIKULIN (National Research Technological University "MISIS", Moscow) O.I. OSTROVSKI (University of New South Wales, G.S. PODGORODETSKII, Editor of the section "Resources Saving in Ferrous Metallurgy" (National University, Novokuznetsk) Research Technological University "MISIS", Moscow) I.YU. PYSHMINTSEV, Editor of the section University, Novokuznetsk) "Inovations in metallurgical industrial and laboratory equipment, technologies and materials" (Russian Research Institute of the Pipe Industry, Materials Science of RAS, Moscow) TS.V. RASHEV, Editor of the section "Superduty steel"

(Bulgarian Academy of Sciences, Bulgaria)

S.V. SOLODOV, Editor of the section "Information Technologies and Automatic Control in Ferrous Metallurgy" (National Research Technological University M. SPEIDEL (Swiss Academy of Materials, Switzerland) N.A. SPIRIN (Ural Federal University, Ekaterinburg)

TANG GUOI (Institute of Advanced Materials of Tsinghua University, Shenzhen, China)

A.I. RUDSKOI (Peter the Great Saint-Petersburg

M.V. TEMLYANTSEV (Siberian State Industrial

E.P. VOLYNKINA (Siberian State Industrial

A.B. YUR'EV (OJSC "ZSMK", Novokuznetsk) V.S. YUSUPOV (Baikov Institute of Metallurgy and

M. ZINIGRAD (Ariel University, Israel)

V.I. ZOLOTUKHIN (Tula State University, Tula)

Founders:



National Research Technological University "MISIS"



Siberian State Industrial University

This issue of the journal was prepared by National Research Technological University "MISIS"

Editorial Addresses:

119049, Moscow, Leninskii prosp., 4 National Research Technological University "MISIS", Tel./fax: +7 (495) 638-44-11, +7 (499) 236-14-27 E-mail: fermet.misis@mail.ru, ferrous@misis.ru www.fermet.misis.ru

654007, Novokuznetsk, Kemerovo region, Kirova str., 42 Siberian State Industrial University, Tel.: +7 (3843) 74-86-28 E-mail: redjizvz@sibsiu.ru

Journal "Izvestiya VUZov. Chernaya Metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy" is included in the "List of the leading peer-reviewed scientific journals and publications, in which should be published major scientific results of dissertations for the degree of doctor and candidate of sciences" by the decision of the Higher Attestation Commission.

> Journal "Izvestiya VUZov. Chernaya Metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy" is registered in Federal Service for Supervision in the Sphere of Mass Communications PI number FS77-35456

Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9

СОДЕРЖАНИЕ

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

РЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЕ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

материаловедение

ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

в порядке дискуссии

Симонян Л.М., Алпатова А.А., Бородина Т.И. Характеристика	
конденсата при испарении оцинкованной стали в плазменно-	
дуговой печи	766
Иван Филиппович Курунов (1939 – 2017)	770

Izvestiya VUZov. Chernaya Metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy. 2017. Vol. 60. No. 9

CONTENTS

METALLURGICAL TECHNOLOGIES

 G.L. Baranov Influence of variable friction forces on sizes of slip, retardation and dead zones in upsetting process
A.A. Kolikov, D.Yu. Zvonarev, M.R. Galimov Evaluation of stress- strain state of the metal on the basis of mathematical modeling in production of large diameter pipes
S.A. Pisarev, V.B. Gorbunov, T.Ya. Malysheva, V.V. Korovushkin Investigation of the sintering process with participation of magne- tite concentrates of the Kovdor deposit in the charge
RESOURCE SAVING IN FERROUS METALLURGY
A.V. Klimenko, A.V. Koryagin, V.S. Agababov Improving the effi- ciency of generating compressed air at metallurgical plant
A.A. Shpiganovich, O.V. Fedorov, K.A. Pushnitsa, E.V. Churkina Simulation of switching overvoltages in power supply systems of metallurgical plants
MATERIAL SCIENCE
M.Yu. Belomyttsev, E.I. Kuz'ko, P.A. Prokof'ev, T.D. Sulyaev Mag- netometric analysis to examine critical temperatures and structur- al state of the 13%-Cr steels
R.E. Gliner, V.N. Dubinskii, E.B. Katyukhin, V.A. Pryanichnikov Estimation of mechanical deformability of metals based on ener-

PHYSICO-CHEMICAL BASICS OF METALLURGICAL PROCESSES

IN ORDER OF DISCUSSION

L.M.	Simonyan, A.A. Alpatova, T.I. Borodina Characteristic of the	
	condensate during evaporation of galvanized steel in a plasma-arc	
	furnace	766

Ivan Filippovich Kurunov (1939 – 2017) 770

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 691 – 697. © 2017. Баранов Г.Л.

УДК 621.735.32

ВЛИЯНИЕ ПЕРЕМЕННЫХ СИЛ ТРЕНИЯ НА РАЗМЕРЫ ЗОН СКОЛЬЖЕНИЯ, ТОРМОЖЕНИЯ И ЗАСТОЯ ПРИ ОСАДКЕ ПОЛОСЫ

Баранов Г.Л., *д.т.н., профессор кафедры «Детали машин»* (bargeleo@mail.ru)

Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина (620002, Россия, Екатеринбург, ул. Мира, 19)

Аннотация. Получены новые аналитические решения для анализа напряженного состояния при осадке полосы из идеального жесткопластического материала в условиях плоской деформации. Рассмотрены участки с переменными силами трения. Основное отличие полученных решений от известных заключается в использовании точного условия пластичности Мизеса вместо приближенного, записанного в главных напряжениях. Для расчета контактных напряжений на участке скольжения принят закон трения Амонтона-Кулона. Из интегрального условия равновесия торца полосы получена зависимость контактных напряжений на торце от коэффициента трения. Установлено, что в сечении, расположенном на расстоянии x от торца, производная от контактного напряжения по координате x обращается в нуль в конце участка скольжения при достижении касательными напряжениями предела текучести при чистом сдвиге. Показано, что замена точного условия пластичности приближенным приводит к существенному уменьшению размеров участка скольжения. Из решения уравнений равновесия плоской задачи с использованием параболической аппроксимации условия пластичности получены рекуррентные зависимости для определения контактных напряжений на участке застоя. Установлено, что с уменьшением силы трения на границе участка застоя его ширина увеличивается. В результате численного анализа напряженного состояния на участке застоя предложены эмпирические зависимости ширины участка от значения контактных касательных напряжений на его границе. Найдены условия существования участков торможения и скольжения, предложены зависимости для вычисления равнодействующих нормальных контактных напряжений на этих участках. С учетом полученных распределений контактных напряжений уточнены выражения для определения усилия осадки полосы. Выполнено сопоставление полученных результатов с известными экспериментальными и теоретическими данными. Дана оценка погрешности расчета усилия осадки инженерным методом.

Ключевые слова: осадка, условия трения, контактные напряжения, условия существования и размеры участков скольжения, торможения и застоя, усилие осадки.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-691-697

Величина и характер приложения технологических нагрузок к исполнительным органам машин для обработки металлов давлением, а также качество получаемых изделий в значительной степени определяются распределением напряжений на контактной поверхности очага деформации [1-2]. Экспериментально установлено, что при осадке полосы в условиях плоской деформации на контактной поверхности в общем случае можно выделить три характерные зоны: скольжения, торможения и застоя [3-7]. В зоне скольжения касательные контактные напряжения возрастают по направлению от торца полосы к ее оси, в зоне торможения остаются неизменными, равными т, – пределу текучести при чистом сдвиге, а в зоне застоя уменьшаются до нуля в нейтральном сечении полосы. С уменьшением ширины полосы сначала пропадает зона торможения, и эпюра контактных напряжений становится двухзонной. Затем происходит уменьшение ширины зоны скольжения вплоть до ее исчезновения и на эпюре контактных напряжений остается только зона застоя.

Для анализа напряженного состояния при осадке полосы из идеального жестко-пластического материала используют следующие дифференциальные уравнения равновесия

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau}{\partial v} = 0; \qquad (1, a)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau}{\partial x} = 0 \tag{1, 6}$$

совместно с условием пластичности Мизеса:

$$\sigma_x - \sigma_y = 2\tau_s \sqrt{1 - \left(\frac{\tau}{\tau_s}\right)^2}, \qquad (2)$$

где σ_x и σ_y – нормальные напряжения; τ – касательные напряжения.

Точные решения системы уравнений (1) - (2) для зон с постоянными силами трения приведены в работах [7 - 10]. Для зон скольжения и застоя имеются решения [3, 11 - 13], основанные на использовании приближенного условия пластичности, записанного в главных напряжениях. При определении контактных напряжений в этих зонах широко применяется инженерный метод [3], суть которого заключается в том, что из двух уравнений равновесия рассматривают только уравнение (1, a). На основании экспериментальных исследований принимают, что в зоне скольжения контактные напряжения подчиняются закону трения Амонтона–Кулона. Для зоны застоя используют допущения о линейной зависимости контактных касательных напряжений от расстояния до нейтрального сечения полосы и о равенстве ширины этой зоны L_3 толщине полосы 2h. При указанных допущениях получены аналитические выражения для описания контактных напряжений в зонах скольжения и застоя и определения усилия осадки [3].

В работах [14, 15] найдены замкнутые решения уравнения (1, *a*) совместно с условием пластичности (2) для контактных напряжений в зонах с переменными силами трения. Установлено, что замена точного условия пластичности приближенным существенно меняет ширину зоны скольжения и характер изменения контактных напряжений. Применяя метод послойного деления очага деформации изолиниями касательных напряжений совместно с параболической аппроксимацией условия пластичности, в работах [15, 16] нашли распределения контактных напряжений в зоне застоя и зависимость ширины этой зоны от показателя трения $\mu = \tau_m / \tau_s$, где τ_m – максимальное касательное напряжение в зоне застоя.

Цель данной работы – совершенствование методики расчета размеров зон скольжения, торможения и застоя при осадке полосы с учетом распределения контактных напряжений в пределах этих зон, полученных из решения системы уравнений (1) – (2), и уточнение зависимостей для определения усилия осадки полосы.

Используя закон трения Амонтона–Кулона совместно с допущением о линейном распределении касательных напряжений по толщине полосы, зависимость между касательными и нормальными контактными напряжениями для зоны скольжения представили в виде

$$z = \frac{\tau}{\tau_s} = \left(\frac{y}{h}\right) pf,$$
 (3)

где f – коэффициент трения; $p = \frac{|\sigma_y|}{\tau_s}$ – относительные нормальные контактные напряжения (далее просто нормальные контактные напряжения).

Примем обозначение $z_k = z$ при y = h. Распределение нормальных контактных напряжений в зоне скольжения для условия пластичности в форме (2) задается выражением [15]

$$\frac{\ln pf}{f} + 2\arcsin(pf) = \frac{x}{h} + C_1, \tag{4}$$

где *x* – координата контактной поверхности; *C*₁ – произвольная постоянная, определяемая из граничных условий.

Располагая начало координат на торце полосы, получили выражение для C_1 : где p_0 – нормальные напряжения на торце.

Величина p_0 зависит от распределения касательных контактных напряжений в зоне скольжения [9]. Как показано в работе [10], при постоянной силе контактного трения, характеризуемой показателем трения μ , максимальному возможному значению $\mu = 1$ соответствует $p_0 = 0,5\pi$. В случае отсутствия силы трения ($\mu = 0$) получено $p_0 = 2$. Определим p_0 при использовании закона трения Амонтона–Кулона из условия отсутствия нормальной силы на торце:

$$\int_{0}^{h} \sigma_{x} dy = 0.$$
 (5)

Из уравнения $(1, \delta)$ с учетом (3) получили зависимость для определения σ_{v} в торцевом сечении:

$$\sigma_{y} = -\int \frac{\partial \tau}{\partial x} dy = \tau_{s} \left[C_{2} - 0.5 \left(\frac{y}{h} \right)^{2} uf \right], \tag{6}$$

где C_2 – произвольная постоянная; u = hdp/dx при x = 0.

Значение *и* определили, дифференцируя по *x* правую и левую части уравнения (4) с учетом обозначения $t = p_0 f$:

$$u = \frac{t\sqrt{1-t^2}}{\sqrt{1-t^2} + 2tf}.$$

Выразили σ_x из условия пластичности (2), подставили в уравнение (5) и, принимая во внимание (6), записали после преобразований:

$$C_2 = \frac{uf}{6} - \sqrt{1 - t^2} - \frac{\arcsin t}{t}.$$

Из выражения (6) при y = h и $\sigma_y = -p_0/\tau_s$ с учетом C_2 получили трансцендентное уравнение для определения p_0 :

$$p_0 - \sqrt{1 - t^2} - \frac{\arcsin t}{t} - \frac{uf}{3} = 0.$$
 (7)

Как следует из уравнения (7), максимальное возможное значение коэффициента трения $f_{\text{max}} = 2/\pi$ соответствует t = 1 и $p_0 = \pi/2$. В этом случае ширина зоны скольжения и производная dp/dx обращаются в нуль. Результаты вычислений p_0 по уравнению (7) с погрешностью не более 0,5 % аппроксимировали выражением

$$p_0 = 2 - 1,22f^{2,3}$$
.

Максимальную возможную ширину зоны скольжения L_c нашли из уравнения (4) при pf = 1:

$$\frac{L_{\rm c}}{h} = \pi - C_1. \tag{8}$$

Как следует из сопоставления результатов расчета L_c , полученных по формуле (8) и инженерным методом [3], использование приближенного условия пластичности при f = 0,2 приводит к уменьшению ширины зоны скольжения на 60 %, при f = 0,4 – более, чем в четыре раза.

В работе [15] из решения системы уравнений (1) и (2) с использованием параболической аппроксимации условия пластичности получены рекуррентные зависимости для определения касательных и нормальных контактных напряжений в зоне застоя:

$$\frac{\tau_{\kappa}}{\tau_s} = \mu \left| \text{th}\,\lambda_i \right|; p = G_i + 2\sqrt{1 - \mu^2 \text{th}^2 \lambda_i} - \frac{0.25}{B_i} \ln(\text{ch}\,\lambda_i), \quad (9)$$

где $\lambda_i = 4\mu B_i \frac{x_2 - S_i}{h}$; x_2 – координата, отсчитываемая от оси симметрии полосы; B_i , S_i , G_i – произвольные постоянные, определяемые номером участка аппроксимации *i*.

При наличии на контактной поверхности очага деформации зоны торможения, показатель трения на границе зон застоя и торможения $\mu = 1$. В этом случае ширина зоны застоя $L_3 = 0,72h$ [15]. Запишем условие существования зоны торможения $a > a_1$, где a – половина ширины полосы; $a_1 = L_c + 0,72h$. Если $a < a_1$, то на контактной поверхности при $L_c > 0$ остаются две зоны: скольжения и застоя. На границе этих зон касательное контактное напряжение достигает максимального значения $\tau_m < \tau_s$, которому соответствует показатель трения $\mu = \tau_m/\tau_s$. Как показано в работе [15], уменьшение показателя трения приводит к увеличению ширины зоны застоя. С погрешностью не более 5 % зависимость L_s от μ аппроксимируем функциями:

$$L_{_3}/h = 5,5(0,86 - \mu + 0,27\mu^2)$$
 при $0,5 \le \mu < 1;$
 $L/h = 1,32/\mu$ при $\mu < 0.5.$ (10)

$$D_{3}^{\prime} n^{\prime} 1,52^{\prime} \mu n p n \mu^{\prime} 0,5.$$
 (10)

Рассмотрим порядок определения ширины зон скольжения и застоя для двухзонных эпюр при $a < a_1$. На границе зон скольжения и застоя контактные касательные напряжения τ_m пропорциональны нормальным напряжениям p_1 :

$$\mu = f p_1. \tag{11}$$

Зависимость между напряжением p_1 и шириной зоны скольжения $L_{c1} = a - L_3$ получили из формулы (4) после подстановки $p = p_1$ и $x = L_{c1}$ с учетом (10):

$$\frac{\ln fp_1}{f} + 2 \arcsin fp_1 = \frac{a - L_3}{h} + C_1.$$
(12)

Исключая L_3 и p_1 из выражений (10) – (12), численными методами нашли μ по заданным значениям f и a/h. Далее с использованием (10) вычислили ширину зоны застоя L_3 . Для определения ширины полосы a_2 , при которой двухзонная эпюра контактных напряжений переходит в однозонную, определили показатель трения на торце полосы $\mu_0 = fp_0$ и подставили $\mu = \mu_0$ в выражения (10).

Результаты расчета граничных значений относительной ширины полосы a_1/h (кривая 1) и a_2/h (кривая 2) представлены на рис. 1. Точки, расположенные выше кривой 1, соответствуют трехзонным, между кривыми 1 и 2 – двухзонным и ниже кривой 2 – однозонным эпюрам контактных напряжений. На рис. 2 показаны двухзонные (a) и трехзонные (b) эпюры нормальных (кривые 1) и касательных (кривые 2) контактных напряжений, построенные при f = 0,3по предложенной методике. Здесь же для сравнения приведены эпюры нормальных контактных напряжений, полученные инженерным методом (кривые 3). Из анализа полученных результатов следует, что для холодной осадки с изменением коэффициента трения в пределах 0,15 – 0,25 [3] зона торможения может появиться лишь при $a_0 = a/h > 6 - 8$. Здесь большее значение относится к осадке со смазкой, меньшее без смазки. Следовательно, экспериментально полученные в работе [3] эпюры контактных напряжений, с точки зрения приведенного выше математического описания, являются двухзонными. Это позволяет объяснить экспериментально установленное различие углов наклона участков эпюр, относящихся, по мнению автора работы [3], к зоне торможения, для осадки со смазкой и без смазки.

Усилие осадки определим по формуле

$$P = 2aBp_{cp}$$



Рис. 1. Влияние коэффициента трения на граничные значения ширины полосы для двухзонных эпюр контактных напряжений: $1 - a_1/h; 2 - a_2/h$

Fig. 1. Influence of friction coefficient on the boundary values of strip width for bizonal curves of contact stresses: $1 - a_1/h; 2 - a_2/h$



Рис. 2. Двухзонные (*a*) и трехзонные (б) эпюры нормальных (1) и касательных (2) контактных напряжений, полученные предложенным методом, и эпюры нормальных контактных напряжений (3), построенные инженерным методом при *f* = 0,3

Fig. 2. Bizonal (*a*) and three-zone (δ) curves of the normal (*1*) and tangential (2) contact stresses, calculated by the proposed method, and curves of normal contact stress, calculated by the engineering method (3), when f = 0.3

где B – длина полосы; $p_{\rm cp}$ – среднее давление на контактной поверхности.

В общем случае имеем:

$$p_{\rm cp} = \tau_s \frac{S_{\rm c} + S_{\rm T} + S_{\rm 3}}{a},$$
 (13)

где S_c, S_T, S_3 – площади эпюры нормальных напряжений в зонах скольжения, торможения и застоя.

Как следует из формулы (4), в зоне скольжения давление p является монотонно возрастающей функцией от координаты x:

$$x = h \left(\frac{\ln pf}{f} + 2 \arcsin pf - C_1 \right).$$

Используя обратную функцию, исходный интеграл для определения *S*_c представили в следующем виде:

$$S_{\rm c} = \int_{0}^{L_{\rm c}} p dx = p_1 L_{\rm c1} - \int_{p_0}^{p_1} x dp_2$$

где $p_1 = \mu/f$ – нормальное контактное напряжение на границе зоны застоя.

Подставив сюда x, получили после преобразований:

$$S_{\rm c} = h \frac{p_1 - p_0 + 2\sqrt{1 - (fp_0)^2} - 2\sqrt{1 - \mu^2}}{f}.$$
 (14)

В случае трехзонной эпюры в этом выражении следует принять $\mu = 1$. На основании решения Прандтля для зоны торможения площадь $S_{\rm T}$ определим по формуле

$$S_{\rm T} = 0.5 \, (p_1 + p_2) L_{\rm T}, \tag{15}$$

где $L_{\rm T}$ – ширина зоны торможения, $L_{\rm T} = a - L_{\rm c} - L_{\rm s}$; p_2 – нормальное напряжение на границе зон торможения и застоя, $p_2 = p_1 + L_{\rm T}/h$.

Для зоны застоя

$$S_{3} = \int_{0}^{L_{3}} p dx.$$
 (16)

Подставив сюда *р* из (9), выполнили численное интегрирование, используя методику работы [15]. В результате получили для трехзонной эпюры

$$S_{3} = (1,52 + p_{2})L_{3}.$$
(17)

После подстановки полученных площадей эпюр в (13) и преобразований, зависимость удельного давления q от a_0 для трехзонной эпюры представили в виде трехчлена:

$$q = \frac{p_{\rm cp}}{2\tau_s} = K_0 a_0 + K_1 + \frac{K_2}{a_0}, \tag{18}$$

где
$$K_0 = 0,25; K_1 = 0,5\left(\frac{1}{f} - \frac{L_c}{h}\right);$$

 $K_2 = 0,5\left(\frac{S_c}{h} - L_c\frac{\frac{1}{f} - 0,5\frac{L_c}{h}}{h} + 0,83\right).$

С увеличением коэффициента трения f значения K_1 увеличиваются, K_2 – уменьшаются (рис. 3). При действии на контактной поверхности максимальной силы трения $f = f_{max}$, участок скольжения отсутствует и на основании (18) $K_1 = 0.25\pi$, $K_2 = 0.415$. Пренебрегая участком падения касательных напряжений в зоне застоя, на основании решения Прандтля в работе [9] получили при $\tau_{\kappa} = \tau_s$ следующие значения коэффициентов: $K_1 = 0.25\pi$, $K_2 = 0$. При использовании инженерного метода в этом случае для $a_0 \ge 2$ имеем $K_1 = 1$, $K_2 = -0.33$. Коэффициент K_2 учитывает влияние зоны застоя на расчетное усилие осадки. Из приведенного сопоставления значений K_2 следует, что учет зоны застоя совместно с точным условием пластичности (2) приводит



Рис. 3. Влияние коэффициента трения на коэффициенты K_i формулы (18)



к увеличению расчетного усилия осадки по сравнению со случаем, когда на всей контактной поверхности очага деформации действуют максимальные по величине касательные напряжения $\tau_{\kappa} = \tau_s$. Этот вывод хорошо согласуется с данными работ [13, 14, 17]. Зависимости, аналогичные формуле (18), при различных значениях коэффициентов K_i находят широкое применение не только для осадки, но и для определения усилия горячей прокатки полосы [18 – 20].

Анализ результатов расчета удельного давления по формуле (18), представленных на рис. 4, *a*, позволил установить, что для трехзонных эпюр при $a > (1 + 2,5f^2)a_1$ удельное давление практически линейно зависит от a_0 и последним членом в формуле (18) можно пренебречь. В случае небольших коэффициентов трения $f \le 0,25$, характерных для холодной осадки, зона торможения может появиться лишь при $a_0 > 6$. Сравнение удельных давлений, полученных при максимальной силе контактного трения предложенным (кривая $f_{\rm max}$) и инженерным (кривая W) методами, показало, что при $a_0 = 3$ они практически совпадают, при $a_0 < 3$ инженерный метод дает заниженные значения q. Указанное различие в результатах расчета растет с уменьшением a_0 , достигая 26 % при $a_0 = 2$.

Рассмотрим порядок определения удельного давления для двухзонных эпюр. Используя выражения (10) – (12), находим параметры μ и L_3 , определяющие положение границы зон скольжения и застоя. Среднее контактное давление рассчитаем по формуле (13), в которой $S_{\rm T} = 0$. Значение $S_{\rm c}$ найдем по формуле (14). Площадь эпюры в зоне застоя равна $S_3 = p_3 L_3$, где p_3 – среднее давление в этой зоне. Величину p_3 определили, вычисляя численными методами интеграл (16) по методике работы [15]. Результаты расчета аппроксимировали выражением

$$p_2 = p_1 + 3,07(1 - 2,44\mu + 1,93\mu^2).$$

Анализ зависимости удельного давления от a_0 , выполненный для двухзонных эпюр по изложенной методике, показал (рис. 4, δ), что q с увеличением a возрастает при f < 0.35, остается практически неизменным при $f \approx 0.4$ и уменьшается при f > 0.45. Установлено, что при $f \leq 0.3$ для расчета q с незначительной погрешностью можно использовать формулу (18), принимая в ней $K_0 = 0.124 f^{0.33}$, $K_1 = 0.77/f^{0.33}$ и $K_2 = 0$.

Выводы. Для процесса осадки прямоугольной полосы проведен анализ новых решений по определению контактных напряжений в зонах очага деформации с переменными силами трения. Установлено, что использование точного условия пластичности вместо приближенного, записанного в главных напряжениях, меняет характер эпюр контактных напряжений в зонах скольжения и застоя, а также существенно влияет на размеры этих зон. Определены условия существования зон тор-



Рис. 4. Зависимость удельного давления от a_0 и коэффициента трения для трехзонных (*a*) и двухзонных (*б*) эпюр контактных напряжений (цифры у кривых означают коэффициент трения)

Fig. 4. Dependence of the specific pressure on a_0 and on friction coefficient for the three-zone (a) and bizonal (b) curves of contact stresses (numbers on the curves indicate the friction coefficient)

можения и скольжения в зависимости от коэффициента трения и относительной ширины полосы. С учетом полученных распределений контактных напряжений уточнены выражения для определения усилия осадки полосы. Выполнено сопоставление полученных результатов с известными экспериментальными и теоретическими данными. Дана оценка погрешности расчета усилия осадки инженерным методом.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин и др. – М.: Металлургия, 1976. – 416 с.
- Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением. – М.: Металлургия, 1982. – 312 с.
- Унксов Е.П. Инженерная теория пластичности. М.: Машгиз, 1959. – 328 с.
- Грудев А.П. Теория прокатки. М.: Интермет Инжиниринг, 2001. – 280 с.
- Никитин Г.С. Теория непрерывной продольной прокатки. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2009. – 399 с.
- 6. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 424 с.
- Теория пластических деформаций металлов / Е.П. Унксов, У. Джонсон, В.Л. Колмогоров и др. – М.: Машиностроение, 1983. – 598 с.
- **8.** Соколовский В.В. Теория пластичности. М.: Высшая школа, 1969. 608 с.
- 9. Малинин Н.Н. Технологические задачи пластичности и ползучести. М.: Высшая школа, 1979. 119 с.

- Третьяков Е.М. Упругие и пластические деформации в тонких полосах при сжатии их между плоскими жесткими штампами // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2015. № 3. С. 103 – 118.
- Смирнов В.С. Теория обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1973. – 496 с.
- 12. Воронцов А.Л. Решение плоской задачи теории пластичности при анализе процессов обработки металлов давлением. Часть 2. Напряженное и кинематическое состояние при осадке прямоугольной полосы с трением // КШП. ОМД. 2012. № 7. С. 3 – 15.
- 13. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А. Расчет усилий горячей прокатки тонких полос с учетом напряженно-деформированного состояния в зоне прилипания очага деформации // Прокатное производство. 2007. № 4. С. 7 14.
- 14. Баранов Г.Л. Анализ контактных напряжений в зоне очага пластической деформации со знакопеременными силами трения // Изв. вуз. Черная металлургия. 2015. Т. 58. № 3. С. 192 – 195.
- 15. Баранов Г.Л. Определение контактных напряжений при осадке прямоугольной полосы // Изв. вуз. Цветная металлургия. 2015. № 4. С. 25 – 31.
- 16. Баранов Г.Л. Совершенствование методов расчета напряжений в задачах плоской пластической деформации // КШП ОМД. 2015. № 3. С. 3 – 9.
- Баранов Г.Л. Совершенствование расчета контактных напряжений при прокатке полосы // Сталь. 2015. № 6. С. 34 – 39.
- Коновалов Ю.В. Справочник прокатчика. Кн. 1. Производство горячекатаных листов и полос. – М.: Теплотехник, 2008. – 640 с.
- Николаев В.А. Расчет усилия при горячей прокатке // Изв. вуз. Черная металлургия. 2005. № 1. С. 24 – 29.
- Бровман М.Я. Применение теории пластичности в прокатке. – М.: Металлургия, 1991. – 254 с.

Поступила 19 мая 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 691-697.

INFLUENCE OF VARIABLE FRICTION FORCES ON SIZES OF SLIP, RETARDATION AND DEAD ZONES IN UPSETTING PROCESS

G.L. Baranov

Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia

- Abstract. The analyses of new solutions to determine the contact stress in zones with variable frictional forces for upsetting the rectangular strip were executed. It is shown that replacement of the Mises precise plasticity condition by an approximate condition in terms of primary stress changes the character of curves contact stresses in the slip and dead zones, and significantly influences on the dimensions of these zones. It was established that with the decrease of the friction force at the boundary of the dead zone its width increases. As a result of numerical analysis of the stress state at the dead zone dependence of its width from the value of contact shear stresses on the boundary of dead zone was proposed. Conditions of existence and sizes of the slip, retardation and dead zones on the contact surface of the deformation region were installed in dependence on friction coefficient and relative width of the strip. Considering distributions of the contact stresses, expressions to determine the efforts of the upsetting process were found. The results were compared with known experimental and theoretical data. The estimation of error calculation effort of upsetting was obtained by the engineering methods.
- *Keywords*: upsetting process, friction conditions, contact stress, slip, retardation and dead zones, upsetting force.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-691-697

REFERENCES

- Levanov A.N., Kolmogorov V.L., Burkin S.P. etc. Kontaktnoe trenie v protsessakh obrabotki metallov davleniem [Contact friction in metal forming processes]. Moscow: Metallurgiya, 1976, 416 p. (In Russ.).
- Grudev A.P., Zil'berg Yu.V., Tilik V.T. *Trenie i smazki pri obrabotke metallov davleniem* [Friction and lubrication in metal forming]. Moscow: Metallurgiya, 1982, 312 p. (In Russ.).
- **3.** Unksov E.P. *Inzhenernaya teoriya plastichnosti* [Engineering theory of plasticity]. Moscow: Mashgiz, 1959, 328 p. (In Russ.).
- 4. Grudev A.P. *Teoriya prokatki* [Rolling theory]. Moscow: Intermet Inzhiniring, 2001, 280 p. (In Russ.).
- 5. Nikitin G.S. *Teoriya nepreryvnoi prodol'noi prokatki* [Theory of continuous longitudinal rolling]. Moscow: Izd-vo MGTU im. N.E. Baumana. 2009, 399 p. (In Russ.).
- Storozhev M.V., Popov E.A. *Teoriya obrabotki metallov davleniem* [Theory of metal forming processes]. Moscow: Mashinostroenie, 1977, 424 p. (In Russ.).
- Unksov E.P., Johnson W., Kolmogorov V.L. etc. *Teoriya plas*ticheskikh deformatsii metallov [Theory of the plastic deformation of metals]. Moscow: Mashinostroenie, 1983, 598 p. (In Russ.).
- 8. Sokolovskii V.V. *Teoriya plastichnosti* [Theory of plasticity]. Moscow: Vysshaya shkola, 1969, 608 p. (In Russ.).
- **9.** Malinin N.N. *Tekhnologicheskie zadachi plastichnosti i polzuchesti* [Technological problems of plasticity and creep]. Moscow: Vysshaya shkola, 1979, 119 p. (In Russ.).
- 10. Tret'yakov E.M. Elastic and plastic deformations of thin strips under their compression between plane rigid stamps. *Vestnik MGTU*

im. N.E. Baumana. Ser. Mashinostroenie. 2015, no. 3, pp. 103–118. (In Russ.).

- 11. Smirnov V.S. *Teoriya obrabotki metallov davleniem* [Theory of metal forming]. Moscow: Metallurgiya, 1973, 496 p. (In Russ.).
- 12. Vorontsov A.L. Solution of the plane problem of the theory of plasticity in metal forming processes analysis. Part 2. Stress and kinematic states at upsetting the rectangular strip with friction. *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem.* 2012, no. 7, pp. 3–15. (In Russ.).
- **13.** Garber E. A., Kozhevnikova I. A., Tarasov P. A. Calculating the hotrolling forces for thin strip, with allowance for the stress–strain state in adhesion zone of deformation region. *Prokatnoe proizvodstvo*. 2007, no. 4, pp. 7–14. (In Russ.).
- 14. Baranov G.L. Analysis of the contact stresses in the zone of plastic deformation with sign-variable friction forces. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy.* 2015, vol. 58, no. 3, pp. 192–195. (In Russ.).
- **15.** Baranov G.L. Determination of contact stresses when upsetting a rectangular strip. *Izvestiya VUZov. Tsvetnaya metallurgiya*. 2015, no. 4, pp. 25–31. (In Russ.).
- 16. Baranov G.L. Improvement of calculation methods for stresses in tasks of flat plastic deformation. *Kuznechno-shtampovochnoe proiz*-

vodstvo. Obrabotka materialov davleniem. 2015, no. 3, pp. 3–9. (In Russ.).

- 17. Baranov G.L. Improved calculation of the contact stress in strip rolling. *Steel in Translation*. 2015, vol. 45, no. 6, pp. 447–452.
- Konovalov Yu.V. Spravochnik prokatchika. Kniga 1. Proizvodstvo goryachekatanykh listov i polos [Reference book of rollerman. Book 1. Production of hot-rolled sheets and strips]. Moscow: Teplotekhnik, 2008, 640 p. (In Russ.).
- Nikolaev V.A. Effort calculation at hot rolling. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy.* 2005, no. 1, pp. 24–29. (In Russ.).
- Brovman M.Ya. *Primenenie teorii plastichnosti v prokatke* [Application of the theory of plasticity in rolling]. Moscow: Metallurgiya, 1991, 254 p. (In Russ.).

Information about the author:

G.L. Baranov, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Machinery Parts" (bargeleo@mail.ru)

Received May 19, 2016

ISSN: ОЗ68-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 698 – 705. © 2017. Колесников Ю.А., Бигеев В.А., Сергеев Д.С.

УДК 669.184.046.512:001.891.57

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЫПЛАВКИ СТАЛИ В КИСЛОРОДНОМ КОНВЕРТЕРЕ НА БАЗЕ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ И ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ*

Колесников Ю.А., к.т.н., доцент кафедры технологий металлургии и литейных процессов (dixord@mail.ru)

Бигеев В.А., д.т.н., профессор кафедры технологий металлургии и литейных процессов (v.bigeev11@yandex.ru) Сергеев Д.С., аспирант кафедры технологий металлургии и литейных процессов (dixord@mail.ru)

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова (455000, Россия, Магнитогорск, пр. Ленина, 38)

Аннотация. В данной статье приводится описание работы программы, реализующей метод расчета параметров выплавки стали в кислородном конвертере с верхней подачей дутья. Программа создана на основе системы балансовых уравнений, решаемых совместно методом итераций. Для адаптации модели используется информация о составе и количестве материалов, продуктов плавки и продолжительности операций, имеющаяся в базе паспортных данных плавок кислородно-конвертерного цеха. В этих условиях при определении состава и количества шлака, масса железа, принимающая участие в процессах шлакообразования, рассчитывается по балансу кислорода с учетом общего расхода дутья, зафиксированного АСУ ТП в паспортах плавки. Программа позволяет прогнозировать параметры плавки при изменении ее начальных и конечных условий, а также определять значение неконтролируемых воздействий на процесс в структурированной области базы данных. В программе на первом этапе составляются балансовые уравнения. Определяется расход кислорода на продувку, илушего на шлакообразование. Затем определяется количество окислившихся элементов и рассчитывается потребность в кислороде на окисление. Далее по разности общего отданного на продувку кислорода и пошедшего на окисление элементов определяется его количество, идущее на окисление железа, переходящего в шлак. Затем определяется количество шлака с учетом всех шлакообразующих материалов и окислившегося железа за счет кислорода дутья. На втором этапе рассчитывается баланс образования газов и оксидов железа. На третьем этапе рассчитывается количество шлака с учетом расхода каждого материала. На четвертом этапе рассчитывается количество получаемого металла. На конечном этапе составляется материальный и тепловой баланс (сколько пришло тепла, сколько выделилось в процессе окисления элементов и сколько ушло с нагретым до температуры металла и шлака газом). Тепловой баланс считается относительно комнатной температуры, что позволяет для химических реакций учитывать стандартные тепловые эффекты. Материальный и тепловой балансы настраивались по температуре металла в конце продувки.

Ключевые слова: кислородно-конвертерный процесс, выплавка стали, программа, математическая модель, моделирование, параметры плавки, шихтовые материалы, сидеритовая руда.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-698-705

Для количественной характеристики металлургических процессов в агрегатах и устройствах часто используется математическое моделирование, основанное на физико-химических закономерностях пирометаллургических реакций и особенностях тепловых процессов рассматриваемой системы, используя информацию о ее начальном и конечном состоянии. Основу такой модели составляют балансовые уравнения, учитывающие количество, состав, свойства исходных материалов и продуктов процесса. Эти уравнения, количество которых зависит от числа определяемых параметров, решаются совместно разными способами [1 – 4].

В среде электронных таблиц Microsoft Excel удобно для этого использовать метод итераций. Метод основан на сопоставлении принятых и расчетных значений параметров. Если расхождение между ними не больше заданной величины, расчет продолжается. В противном случае заданная величина изменяется на определенный шаг и расчет повторяется [1, 3].

Для выплавки стали в кислородном конвертере по схеме, приведенной на рис. 1, моделирование проведено из расчета расхода материалов и продуктов плавки в килограммах на 100 кг металлической шихты (сумма расходов чугуна и лома равна 100 кг). Предварительно задается масса лома с сопутствующими материалами (мусором и окалиной). Определяется масса химических элементов в металлошихте, содержание которых в чугуне и ломе должны быть известны [1 – 3].

После этого определяется остаточное количество химических элементов в жидком металле в конце продувки из балансовых соотношений между исходными материалами и продуктами плавки (металлом, шлаком и газом). Количество металла и шлака при этом предварительно задается [1, 3, 5].

^{*} Результаты получены в рамках государственного задания Минобрнауки России № 11.8979.2017/БЧ.



Рис. 1. Схема материальных и энергетических потоков выплавки стали в кислородном конвертере

Fig. 1. Scheme of the material and power streams of steel smelting in BOF

Далее по разности количества элементов в металлошихте и металле конца продувки определяется число удаляемых за время продувки химических элементов. Используя химические реакции между элементами и кислородом дутья, определяется общий расход дутья (м³) по уравнению [5 – 7]

$$\begin{split} V_{\pi} = & \left(\frac{100}{O_{2}^{\pi}} + \frac{O_{2}^{\text{nor}}}{100}\right) \left[\left(V_{O_{2}}^{\text{C}}\right) + \left(V_{O_{2}}^{\text{Si}}\right) + \left(V_{O_{2}}^{\text{Mn}}\right) + \left(V_{O_{2}}^{\text{p}}\right) + \\ & + \left(V_{O_{2}}^{\text{S}}\right) + \left(V_{O_{2}}^{\text{V}}\right) + \left(V_{O_{2}}^{\text{Cr}}\right) + \left(V_{O_{2}}^{\text{Fe}}\right) - \left(V_{O_{2}}^{\text{Ap}}\right) \right], \end{split}$$

где O_2^{π} – содержание кислорода в дутье, %; O_2^{nor} – потери дутья %; $(V_{O_2}^{\text{C}}), (V_{O_2}^{\text{Si}}), (V_{O_2}^{\text{Mn}}), (V_{O_2}^{\text{P}}), (V_{O_2}^{\text{S}}), (V_{O_2}^{\text{S}}), (V_{O_2}^{\text{Cr}}), (V_{O_2}^{\text{Fe}}) -$ расход кислорода на окисление соответствующего химического элемента, м³; $(V_{O_2}^{\text{Ap}})$ – поступление кислорода с оксидами железа неметаллических материалов, м³.

Затем определяется выход газа (м³) за период продувки, как образующийся при окислении элементов металлической шихты (углерод, сера), так и поступлении из неметаллических материалов и части неусвоенного кислородного дутья [5 – 7]:

$$V_{\rm r} = V_{\rm CO} + V_{\rm CO_2} + V_{\rm O_2}^{\rm not} + V_{\rm N_2} + V_{\rm SO_2} + V_{\rm H_2O}$$

В этом уравнении при определении количества газа, образующегося при окислении углерода в виде СО и CO_2 , неопределенной величиной является доля массы углерода, окисляющегося до этих оксидов в реакционной зоне, а также доля СО, дожигаемая до CO_2 за пределами зоны. Эти величины задаются, а при адаптации модели служат объектами настройки на реальные условия [4, 6].

Следующим этапом моделирования является определение выхода жидкого металла (кг) в конце продувки [5 – 7]:

$$g_{\rm M} = g_{\rm q} + g_{\rm \pi} + \frac{56}{72} \sum (\text{FeO})_{\rm dp} + \frac{112}{160} \sum (\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\rm dp} - \sum \Delta[E] - 0,01 g_{\rm m} \left[\frac{56}{72} (\text{FeO}) + \frac{112}{160} (\text{Fe}_2\text{O}_3) \right] - 0,01 g_{\rm m} g_{\rm kop} - \frac{\frac{V_{\rm P}V_{\rm m}\text{Fe}_{\rm m}}{1000} - g_{\rm Bbl6p},$$

где g_{q} , g_{π} – массы чугуна и лома на плавку соответственно, кг; \sum (FeO)_{др}, \sum (Fe₂O₃)_{др} – массы FeO и Fe₂O₃ в неметаллических материалах соответственно, кг; $\sum \Delta[E]$ – масса окислившихся за период продувки химических элементов, кг; g_{μ} – масса шлака, кг; (FeO),

(Fe₂O₃) – содержание в шлаке соответствующих оксидов железа, %; $g_{\text{кор}}$ – содержание капель металла (корольков) в шлаке, %; $V_{\text{п}}$ – запыленность конвертерного газа, г/м³; Fe_п – содержание железа в конвертерной пыли, %; $g_{\text{выбр}}$ – потери металла с выносами и выбросами, %.

Большинство величин, входящих в это уравнение, не контролируется и задается на начальном этапе моделирования. В дальнейшем они служат объектами настройки модели на реальные условия [7, 8].

Сравнивается расчетный выход жидкого металла с заданным. При отклонении более, чем 0,01, необходимо вернуться к началу расчета и изменить заданное значение. При совпадении результата с заданной точностью расчет продолжается.

Определяется расход извести по уравнению [5-7]

$$g_{\mu_{3}} = \frac{100}{\text{CaO}_{\mu_{3}} - B(\text{SiO}_{2} + \text{P}_{2}\text{O}_{5})_{\mu_{3}}} \times \left[B\left(\frac{60}{28}\Delta[\text{Si}] + \frac{142}{62}\Delta[\text{P}] + g_{\text{SiO}_{2}}^{\pi\text{p}}\right) - g_{\text{CaO}}^{\pi\text{p}} \right],$$

где *B* – основность шлака, $\frac{\text{CaO}}{\text{SiO}_2 + \text{P}_2\text{O}_5}$; g_{μ_3} – расход извести, кг; CaO_{μ_3} , $(\text{SiO}_2)_{\mu_3}$, $(\text{P}_2\text{O}_5)_{\mu_3}$ – содержание в извести соответствующих оксидов, %; $\Delta[\text{Si}]$, $\Delta[\text{P}]$ – масса кремния и фосфора, окислившихся за период продувки, кг; $g_{\text{SiO}_2}^{\text{др}}$ – количество (SiO₂ + P₂O₅), поступающих из всех источников, кроме металлической шихты и извести, кг; $g_{\text{CaO}}^{\text{др}}$ – то же, оксида кальция, кг.

Фактический расход извести зависит от степени ее усвоения ϕ ($\phi = 0.85 - 0.95$).

Определяется количество шлака g_{μ} , кг [5 – 7]:

$$g_{\rm m} = \frac{100}{100 - (\Sigma {\rm FeO})} \left(\frac{60}{28} \Delta [{\rm Si}] + \frac{142}{62} \Delta [{\rm P}] + \frac{71}{55} \Delta [{\rm Mn}] - \frac{182}{102} \Delta [{\rm V}] + \frac{152}{104} \Delta [{\rm Cr}] + g_{\rm m}^{\rm ap} \right),$$

где $g_{\rm m}^{\rm Ap}$ – количество шлакообразующих компонентов без оксидов железа, вносимых материалами, кроме металлической шихты, кг; (Σ FeO) = (FeO) + (Fe₂O₃), %.

Сравнивается расчетный выход шлака с заданным. При отклонении более, чем 0,01, необходимо изменить предварительно заданное значение и повторить расчет. При совпадении результата с заданной точностью расчет продолжается.

Определяется температура металла в конце продувки $t_{\rm M}$, °С. Для этого рассчитываются статьи теплового баланса плавки [5 – 7]:

$$t_{\rm M} = \frac{q_{\rm прих} - q_{\rm pacx} - 54,8(g_{\rm M} + 0,01g_{\rm II}g_{\rm KOP}) + 1710g_{\rm III}}{0,84(g_{\rm M} + 0,01g_{\rm III}g_{\rm KOP}) + 2,09g_{\rm III}}$$

Здесь $q_{\text{прих}}, q_{\text{расх}}$ – сумма приходных и расходных статей теплового баланса соответственно, кДж.

Расчет теплового баланса ведется относительно комнатной температуры, что позволяет для химических реакций учитывать стандартные тепловые эффекты.

Сравнивается расчетная температура с заданной. При отклонении более, чем на один градус, необходимо вернуться к началу расчета и изменить заданное значение расхода лома на плавку. При совпадении результата с заданной точностью расчет продолжается.

Определяется расход материалов для раскисления стали во время ее выпуска из конвертера в сталеразливочный ковш по уравнению, кг [5 – 7]

$$FeE = \frac{100g_{M}([E]_{K} - [E]_{M})}{E_{FeF}(100 - U_{F})},$$

где FeE – расход ферросплава, кг; $[E]_{\kappa}$ – содержание элемента в металле после раскисления, %; $[E]_{M}$ – содержание элемента в металле в конце продувки, %; E_{FeE} – содержание элемента в ферросплаве, %; U_{E} – угар элемента при раскислении, %.

Для адаптации математической модели к реальным условиям формируется база производственных данных из паспортов плавок для определенного конвертера и группы марок стали.

Так, для условий конвертерного цеха ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» (ММК) для настройки модели использовали паспортные данные при производстве трубных сталей класса прочности К60 (Х70) плавок, проведенных с ноября 2013 г. по январь 2014 г. Паспортные данные по этим сталям наиболее полные и с высокой вероятностью достоверные. Проведена минимизация отклонений фактических и расчетных значений контролируемых параметров плавки по методу В.Н. Селиванова, схема которого представлена на рис. 2 [1, 9, 10].

Программа расчета (А.с. 2015660834 РФ) реализована в среде электронных таблиц Microsoft Excel, интерфейс которой представлен на рис. 3. При этом была проведена структуризация этапов расчета в виде интерфейсных блоков с подробными пояснениями в областях ввода исходных данных и вывода получаемых расчетом параметров плавки, что позволило достичь простоты и удобства использования на интуитивно понятном уровне.

На одном листе электронной таблицы предоставлена вся структура задаваемых изначально данных и рассчитываемых параметров плавки. Кроме того, усовершенствована компактность и наглядность интерфейса, включая реализацию цветового разделения входных и выходных данных. Так, входные параметры плавки обозначаются синим цветом, а рассчитываемые – зеленым. Неконтролируемые параметры, за счет которых настраивается модель и которые можно изменять в заданных пределах, выделены красным цветом. Форма представления данных максимально приближена к виду отображения в паспортах плавок.



Рис. 2. Схема адаптации математической модели по методу Селиванова В.Н.

ИСХОДНЫЙ СОСТАВ :	железосоде	РЖАЩИХ МАТЕН	PHAJOB									
Габляца 1 - Состав метал	лических матери	иалов, %							Таблица 2 - Характер	истика мет-х матер	налов, т	
Хим. элементы	Чутун	Лом (обычные отходы, обрезь	Сталь до раскисления	Доп-ый мет-ий материал	Коэффицие нт	Сталь до раскисления.	Расчетный состав лома		I	Расход лома		50,0
Углерод [С]	4,715	0,200	0.054	0,000					P	асход чугуна		360,0
Кремний [Si]	0,760	0,250	0.000	0.000					Сумма ися	опной металлоших	њ	410.0
Марганец [Мп]	0.262	0,400	0.053	0,000	43,523	0,061	1		Заданная м	Запанная масса стали по раскисл.		368.8
Cepa [S]	0.019	0.030	0.020	0.000	2,388	0.013			Расход зап	шлакованного скраг	a	0
Φοςφορ [P]	0.063	0.030	0,008	0,000	109,523	0,009			Доля ц	шака в скрапе, %		30
Хром [Cr]	0.040	0,070	0,025	0.000	9,740	0.028			Расход дог	-го мет-го материа	18	0
Никель [Ni]	0.010	0,074	0,020	0,000	0.000	0,020	0.077		Доля мусора в д	Лоля мусора в поп-ом мет-ом материале %		0
Memь [Cu]	0.014	0.292	0.054	0,000	0.000	0,053	0,302					N
Ванадий [V]	0,131	0,100	0,001	0,000	1704,940	0,001						
Габлица 3 - Состав и рася	од шлакообразу	ующих материалов	загружаемых д	и во время продув	ки, %							
and the second states of the s			-		Поступа	ет с ломом	Мусор доп-го мет-го	1200 ANN ANN ANN ANN ANN ANN ANN ANN ANN A	(a) () () () ()	Ожелез.		Доп-ый
Компоненты	Известь	Известняк	1 арнисаж	Шлак с чугуном	мусор	окалина	материала	Футеровка	Сидерит сырой	доломит	Окатыши	материал 1
CaO	89,15	51,20	39,27	36,50	35.00	0.00	0,00	4,00	3,60	60,00	4,68	0.00
SiO2	2.00	0.80	16,34	45.00	60.00	0.00	0,00	1.00	5,70	2.60	3,70	0,00
MgO	4.81	3.20	10.75	0.00	0.00	0.00	0.00	95.00	12.00	25.00	2.50	0.00
MnO	0.10	0.50	2,67	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	1.20	0.00	0.21	0.00
FeO	0.00	0.00	20.28	0.50	0.00	60.00	0.00	0.00	37.20	0.00	1.72	0.00
Fe2O3	0.00	0.30	5.50	0.00	0.00	40.00	0.00	0.00	2.80	8.00	81.92	0.00
A12O3	0.50	0.50	1.96	15.00	5.00	0.00	0.00	0.00	1.90	4.00	2.26	0.00
CaF2	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
P205	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.04	0.00	0.00	0.00
S	0.03	0.20	0.03	0.30	0.00	0.00	0.00	0.00	0.09	0.00	0.02	0.00
Cr203	0.00	0.00	0.27	0.50	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
V205	0.00	0.00	1.92	1.50	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.57	0.00
TiO2	0.00	0.00	0.02	0.70	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	2.42	0.00
CO2	3.41	42.30	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	33.47	0.40	0.00	0.00
100	0.00	1.00	0,00	0.00	0.00	0.00	0,00	0.00	2.00	0,40	0.00	0,00
Canada	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	0,00	100.00	100.00	100.00	100.00	0.00
Расход, % к массе	2,95	0,00	3,00	0,40	1,00	0,50	0,00	0,15	1,71	3,06	8,00	0,00
металлошихны				0/	06		2010					
примечание		1	0.0	76 к массе чугуна (0.2.0.5)	70 K MU	(0.5.2)		(0.05.0.2)	T	(2.5)	(0.0.5)	P
допуски	E and a company		(2-4)	(0,3-0,3)	(1-5)	(0,3-2)		(0,03-0,3)		(2-3)	(0-0,0)	
гаолица 5.1 - Состав и ра гарнисажа (отдаются на г	сход дооавочны цлак после прог	к неметаллически цувки), %	к материалов для	нанесения			Таблица 3.2 - Расход ц	шакообразующя	іх материалов, т			Таблица 4 - До
Компоненты	CMT	ФОМ	ФМБУЖ	Сыр. дол.	Алюмфлюс			До продувки	Продувка	После продувки		
CaO	2,00	6,00	3,00	30,50	2,80		Известь	2,97	9,12			Окиса
SiO2	1,00	2,00	2,50	0,20	2,00		Ож. Доломит	4,40	8,16			1
MgO	55,00	86,00	80,00	21,50	72,00		CMT					Доля
MnO	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00		ΦOM					C
FeO	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00		Алюмфлюс		0,56	0,19		Ű.
Fe2O3	0,00	5,00	6,00	0,50	6,00		Известняк					1
A12O3	0,00	0,00	0,00	0,30	5,00		Сидерит		7,00			Co
CaF2	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00		Окатыши			1		Cp
P2O5	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00		ФМБУЖ					По
S	0,00	0,00	0,50	0,00	0,20		Сыр. дол.					
Cr2O3	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00		Доп-ый материал 1					

Fig. 2. Diagram of mathematical model adaptation by Selivanov method

Рис. 3. Интерфейс программы расчета параметров плавки

Fig. 3. Interface of the calculation program of smelting parameters

В табл. 1, 2 представлены результаты расчета материального и теплового балансов выплавки трубных сталей по адаптированной математической модели.

Благодаря данной программе, появилась возможность решения исследовательских задач по оценке ис-

пользования таких материалов, как сидеритовая руда, зашлакованный скрап и другие металлические и неметаллические материалы.

Перед расчетом вводятся необходимые исходные данные, выделенные синим и красным цветом.

Таблица 1

Материальный баланс плавки

Table 1. Material balance of smelting

Π	Колич	ество	D	Количество	
Приход	Т	%	Расход	Т	%
Чугун жидкий	322,00	80,04	Сталь	350,76	87,19
Лом металлический	80,30	19,96	Шлак	68,25	16,97
Металлошихта	402,30	100,00	СО	31,00	7,71
Известь	18,34	4,56	CO ₂	10,66	2,65
Известняк	6,45	1,60	Корольки	6,83	1,70
Доломит:			Потери с пылью	7,43	1,85
ожелезненный	8,50 2,1 4,31 1,0	2,11	Потери дутья	0,71	0,18
сырой		1,07	Потери железа	8,05	2,0
Флюс ФМБУЖ	1,02	0,25	Невязка	0,09	0,02
Кислород	30,19	7,50			
Футеровка	0,60	0,15			
Гарнисаж	12,07	3,00			
Сумма	483,79			483,79	

Таблица 2

Тепловой баланс плавки

Table 2. Heat balance of smelting

Приход	%	Расход	%
Физическое тепло чугуна	51,03	Тепло на нагрев:	
Тепло окисления:		металла (1680 °C)	63,55
углерода	24,70	шлака	14,99
кремния	8,61	газа	9,62
марганца	0,89	На разложение:	
фосфора	0,57	оксидов железа	2,27
хрома	0,18	карбонатов	2,18
железа	9,07	Тепло на нагрев:	
Тепло шлакообразования	4,33	пыли	1,05
Тепло миксерного шлака	0,23	выносов и выбросов	1,35
Тепло дожигания СО	0,41	Потери тепла	5,00
Сумма	100,00	Сумма	100,00

Особенностью данной модели является определение количества железа, поступающего в шлак во время продувки, по балансу кислорода (по разности отданного на продувку кислорода и израсходованного на окисление элементов).

Количество и состав шлака конца продувки определяются с учетом расхода каждого материала и количества окислившегося железа за счет кислорода дутья.

Для этого используются имеющиеся данные: масса чугуна и лома, содержание компонентов в чугуне и ломе и др. Другая особенность расчета состоит в том, что масса лома в начале расчета еще не известна, поскольку она определяется из теплового баланса, который в свою очередь рассчитывается с использованием массы лома, чугуна и металла. Следовательно, составляется система уравнений, но решаемых не совместно, а методом подбора определенного значения для этой системы и проверки его на соответствие данным уравнениям. Подбор данного значения ведется до тех пор, пока не будет достигнуто определенное соответствие в заданных пределах. Основным критерием при этом выступает температура жидкого металла. Выход жидкого металла определяется по балансу железа.

Материальный и тепловой балансы настраиваются по температуре металла в конце продувки с целью получения необходимой информации о неконтролируемых параметрах.

Например, подаваемая известь не приносит тепла, но в ней присутствует разлагающийся при высокой температуре карбонат, у которого берется стандартный тепловой эффект (из справочника) и рассчитывается на 1 кг CO₂ [11 – 13]. Компоненты подаваемой в конвертер извести (CaO, SiO₂, MgO и др.), по мере ее растворения, переходят в шлак, нагревающийся до температуры, близкой к температуре металла в конце продувки. То же самое касается и других неметаллических материалов (ожелезненный доломит, известняк, сидерит и др.) [9, 10, 14, 15].

В расходной части теплового баланса рассчитывается тепло не на нагрев неметаллических материалов (извести, ожелезненного доломита, известняка и др.) до температуры выпуска металла, а тепло на нагрев шлака. Оно определяется как совокупность всех компонентов, поступающих из этих материалов (CaO, SiO₂ и др.) в составе нагреваемого шлака с учетом его теплоемкости, при определении которой используются усредненные данные [9, 16, 17].

Недостатком модели является использование при расчете статей теплового баланса усредненных эмпирических данных по изменению теплосодержания шлака и газов от температуры [18, 19].

При расчетах параметров плавки по модели с использованием сидерита в качестве дополнительного охладителя и шлакообразующего материала, теплоты разложения его карбонатов рассчитывались через оксиды CaO, MgO, MnO, FeO (теплоты по окислению элементов брались из справочника) [17, 18, 20, 21].

При оценке возможности использования скрапа из шлаковых отвалов в качестве железосодержащего материала и дополнительного охладителя в модели учитывалось, что зашлакованный скрап на основе статистических данных Центральной лаборатории ОАО «ММК» состоит на 50 % из металла и 50 % шлака (в программе для этого используется рассчитываемый состав шлака). Состав скрапа рассчитывается по химическому составу металлической части, как обычный лом, а по шлаковой составляющей – как конвертерный шлак конца продувки.

Одним из этапов исследований стал анализ возможности применения сидеритовой руды в качестве охладителя кислородно-конвертерной плавки. Расчеты показали, что 8 т сидеритовой руды могут заменить 8,3 т известняка и 7,6 т ожелезненного доломита. За счет дополнительного прихода железа из сидеритовой руды выход жидкого металла на каждой плавке повышается на 3 т (рис. 4).

Также были определены охлаждающие эффекты различных материалов, используемых на плавку. Для рассматриваемых условий установлено, что 1 % металлического лома и ожелезненного доломита снижает температуру металла в среднем на 14 °C, известняка – на 28 °C, сырого доломита – на 31 °C, окатышей – на 50 °C и сидерита – на 37 °C. По охлаждающему эффекту 1 т сидерита заменяет 2,6 т металлического лома или 1,3 т известняка.

По программе проведены расчеты для условий ПАО «Челябинский металлургический комбинат», в сталеплавильном производстве которого затем были успешно пройдены промышленные испытания около 850 т сырой сидеритовой руды крупностью 20 – 60 мм по



Рис. 4. Расход материалов-охладителей, используемых в конвертерной плавке: базовая технология выплавки стали (*a*); технология выплавки стали с использованием сидерита (*б*)

Fig. 4. Consumption of the materials-coolers used in converter smelting using the basic technology (a) and the technology with siderite (δ) in the smelting of steel

рабочей программе «Опробование технологии производства стали с использованием опытных охладителей и шлакообразующих материалов».

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Бигеев В.А., Колесников Ю.А. Прогнозирование технологических параметров выплавки стали в конвертере с использованием сидерита // Теория и технология металлургического производства: Межрегион. сб. науч. тр. / Под ред. В.М. Колокольцева. – Магнитогорск: Изд-во МГТУ, 2011. Вып. 11. С. 30 – 36.
- Бигеев В.А., Колесников Ю.А., Сергеев Д.С. Состояние и перспективы использования сидиритовых руд бакальского месторождения в черной металлургии // Теория и технология металлургического производства: Межрегион. сб. науч. тр. / Под ред. В.М. Колокольцева. Магнитогорск: Изд-во МГТУ, 2013. Вып. 1(13). С. 6 8.
- Колесников Ю.А., Бигеев В.А., Сергеев Д.С. Расчет технологических параметров выплавки стали в конвертере с использованием различных охладителей // Теория и технология металлургического производства: Межрегион. сб. науч. тр. / Под ред. В.М. Колокольцева. – Магнитогорск: Изд-во МГТУ, 2014. Вып. 2(15). С. 45 – 47.
- Явойский В.И., Рубенчик Ю.И., Окенко А.П. Неметаллические включения и свойства стали. – М.: Металлургия, 1980. – 162 с.
- Кудрин В.А. Теория и технология производства стали: Учебник для вузов. – М.: Мир, ООО «Издательство АСТ», 2003. – 528 с.
- 6. Дюдкин Д.А., Кисиленко В.В. Производство стали. Внепечная металлургия стали. Т. 3. – М.: Теплотехник, 2010. – 424 с.
- Моделирование современных процессов внепечной обработки и непрерывной разливки / О.Б. Исаев, Е.А. Чичкарев, В.В. Кислица и др. – М.: Металлургиздат, 2008. – 243 с.
- Казаков А.А., Ковалев П.В., Рябошук С.В. Исследование термовременной природы неметаллических включений с целью повышения металлургического качества высокопрочных трубных сталей // Черные металлы. 2009. № 12. С. 4 – 11.
- Столяров А.М., Селиванов В.Н. Технологические расчеты по непрерывной разливке стали: Учебное пособие. – Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2011. – 64 с.
- Бигеев В.А., Колесников Ю.А., Сергеев Д.С. Модель управления конвертерной плавкой стали // Приложение математики в экономических и технических исследованиях: Сб. науч. тр. / Под. ред. В.С. Мхитаряна. Магнитогорск: Изд-во МГТУ, 2016. С. 283 294.
- Дюдкин Д.А., Кисиленко В.В. Производство стали. Т. 1. Процессы выплавки, внепечной обработки и непрерывной разливки. – М.: Теплотехник, 2008. – 487 с.

- Угрюмов С.А., Боровский А.Б. Реализация программного управления на базе персонального компьютера // Изв. Южного федерального университета. Технические науки. 2005. Т. 45. № 1. С. 131 – 147.
- Бронштейн И. Н., Семендяев К. А. Справочник по математике для инженеров и учащихся вузов. – М.: Наука, 1981. – 614 с.
- Dyubanov V.G., Leontiev L.I About the problem of recycling of zinc-containing metallurgical slimes // Rare Metals. 2009. Vol. 28. Spec. Issue. Oct. P. 752 – 770.
- Окороков Б.Н., Явойский В.И. Некоторые закономерности кислородно-конвертерного процесса // Теория и технология новых процессов производства стали. Сб. № 48. – М.: Металлургия (МИСиС), 1983. С. 166 – 175.
- 16. Окороков Б.Н., Коминов С.В., Ронков Л.В. и др. Динамическая модель конвертерного процесса, отражающая его физико-химические потоки и их взаимодействие. – В кн.: Исследование процессов производства стали и их влияния на конечные свойства продукции. – М.: Металлургия (МИСиС), 1990. С. 5 – 23.
- Нам В.В., Ронков Л.В., Окороков Б.Н. и др. Система динамического контроля и управления конвертерным процессом шлакообразования // Черная металлургия: Бюл. ин-та «Черметинформация». 1988. № 9. С. 41 – 42.
- 18. Горкуша Д.В., Комолова О.А., Григорович К.В. Анализ причин повышенного содержания углерода и азота в стали класса IF для условий ОАО «ММК» // Теория и технология металлургического производства: Межрегион. сб. науч. тр. / Под ред. В.А. Бигеева. – Магнитогорск: Изд-во МГТУ, 2015. Вып. 1 (16). С. 60 – 64.
- 19. Горкуша Д.В., Комолова О.А., Григорович К.В.Анализ технологии выплавки и внепечной обработки стали класса IF для условий ОАО «ММК» // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования. – Магнитогорск: Изд-во МГТУ, 2015. Т. 1. № 1. С. 67 – 70.
- 20. Комолова О.А., Горкуша Д.В., Григорович К.В. Физико-химические модели технологии рафинирования стали в вакууматоре // V Междунар. конф.-школа по химической технологии: Сб. тез. докл. сателлитной конф. ХХ Менделеевского съезда по общей и прикладной химии: В 3-х томах. Волгоград: Изд-во Волгоградский гос. техн. ун-та, 2016. С. 240 242.
- Колокольцев В.М., Клочковский С.П., Смирнов А.Н., Савченко И.А. Разработка принципиальных основ технологии комплексной переработки высокомагнезиальных сидеритов // Физикохимическая геотехнология. Матер. науч. конф. – М.: 2013. Т. 2. С. 41 – 44.

Поступила 14 ноября 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 698-705.

MODELING OF STEELMAKING IN BOF BASED ON PHYSICAL, CHEMICAL AND THERMAL PROCESSES

Yu.A. Kolesnikov, V.A. Bigeev, D.S. Sergeev

Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov, Magnitogorsk, Russia

Abstract. Description of the program realizing a computational method of parameters of steel smelting in the oxygen converter with top feed of blasting is provided in this article. This program was created on the basis of system of the balance equations solved in unison by method of iterations. For adaptation of the model the information on structure and amount of materials, products of melting and duration of operations which is available in passport data on heats of the BOF shop, is used. In these conditions when determining structure and amount of slag, the

mass of iron in scorification processes can be calculated on an oxygen balance taking into account the common expense of the blasting recorded by industrial-control system in passports of heats. The program allows to predict melting parameters at change of its starting and terminating conditions, and also to define value of uncontrollable impacts on process in structured part of the database. At the first stage the program works out the balance equations. The oxygen consumption on blasting going for scorification is defined. Then quantity of the oxidized elements is determined and the volume of oxygen for oxidation is calculated. Further its quantity which went for oxidation of the iron passing into slag is determined by a difference of the common amount of oxygen given on blasting and which went for oxidation of elements. Later the amount of slag is defined with all slag-forming materials and amount of the oxidized iron at the expense of blasting oxygen. At the second stage the balance of formation of gases and oxides of iron is calculated. At the third stage the amount of slag is determined taking into account the consumption of each material. At the fourth stage the amount of the received metal is calculated. At a terminating stage the mass and heat balance is formed (how many heat came, how many it was allocated in the course of elements oxidation and how many of it was left with the gas heated to temperature of metal, slag). The heat balance is considered according to ambient temperature that allows considering reference heat effects for chemical reactions. The mass and heat balance were adjusted on metal temperature at the end of blasting.

Keywords: oxygen and converter process, smelting of steel, program, mathematical model, model operation, melting parameters, charge, siderite ore.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-698-705

REFERENCES

- Bigeev V.A., Kolesnikov Yu.A. Prediction of technological parameters of steel smelting in BOF with siderite use. In: *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva: mezhregion. sb. nauch. tr.* [Theory and technology of metallurgical production: interregion]. Kolokol'tsev V.M. ed. Magnitogorsk: MGTU, 2011, Issue 11, pp. 30–36. (In Russ.).
- Bigeev V.A., Kolesnikov Yu.A., Sergeev D.S. State and prospects of the use of Bakalsky siderite ores in ferrous metallurgy. In: *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva: mezhregion. sb. nauch. tr:* [Theory and technology of metallurgical production: interregion]. Kolokol'tsev V.M. ed. Magnitogorsk: MGTU, 2013, Issue 1(13), pp. 6–8. (In Russ.).
- Kolesnikov Yu.A., Bigeev V.A., Sergeev D.S. Calculation of technological parameters of steel smelting in BOF using various coolers. In: *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva: mezhregion. sb. nauch. tr.* [Theory and technology of metallurgical production: Interregion reference book]. Kolokol'tsev V.M. ed. Magnitogorsk: MGTU, 2014, Issue 2(15), pp. 45–47. (In Russ.).
- 4. Yavoiskii V.I., Rubenchik Yu.I., Okenko A.P. *Nemetallicheskie vklyucheniya i svoistva stali* [Nonmetallic inclusions and properties of steel]. Moscow: Metallurgiya, 1980, 162 p. (In Russ.).
- Kudrin V.A. *Teoriya i tekhnologiya proizvodstva stali: uchebnik dlya vuzov* [Theory and technology of steel production: Textbook for universities]. Moscow: Mir, AST, 2003, 528 p. (In Russ.).
- Dyudkin D.A., Kisilenko V.V. Proizvodstvo stali. Vnepechnaya metallurgiya stali. T. 3 [Production of steel. Ladle metallurgy of steel. Vol. 3]. Moscow: Teplotekhnik, 2010, 424 p. (In Russ.).
- Isaev O.B., Chichkarev E.A., Kislitsa V.V. etc. *Modelirovanie sovremennykh protsessov vnepechnoi obrabotki i nepreryvnoi razlivki* [Modeling of the modern processes of ladle processing and continuous casting]. Moscow: Metallurgizdat, 2008, 243 p. (In Russ.).
- Kazakov A.A., Kovalev P.V., Ryaboshuk S.V. Research of the thermotemporary nature of nonmetallic inclusions to increase in metallurgical quality high-strength pipe steels. *Chernye metally.* 2009, no. 12, pp. 4–11. (In Russ.).
- **9.** Stolyarov A.M., Selivanov V.N. *Tekhnologicheskie raschety po nepreryvnoi razlivke stali: uchebnoe posobie* [Technological calculations on steel continuous casting: Manual]. Magnitogorsk: MGTU, 2011, 64 p. (In Russ.).
- Bigeev V.A., Kolesnikov Yu.A., Sergeev D.S. Model of control of BOF steel production. In: *Prilozhenie matematiki v ekonomicheskikh i tekhnicheskikh issledovaniyakh: sb. nauch. tr.* [Application of mathematics in economic and technical researches: Coll. of sci. papers]. Mkhitaryan V.S. ed. Magnitogorsk: MGTU, 2016, pp. 283–294. (In Russ.).
- 11. Dyudkin D.A., Kisilenko V.V. *Proizvodstvo stali. T. 1. Protsessy vyplavki, vnepechnoi obrabotki i nepreryvnoi razlivki* [Production of steel. Vol. 1. Processes of smelting, ladle processing and continuous casting]. Moscow: Teplotekhnik, 2008, 487 p. (In Russ.).

- Ugryumov S.A., Borovskii A.B. Realization of program control on the basis of personal computer. *Izv. Yuzhnogo federal'nogo universite*ta. Tekhnicheskie nauki. 2005, vol. 45, no. 1, pp. 131–147. (In Russ.).
- **13.** Bronshtein I.N., Semendyaev K.A. *Spravochnik po matematike dlya inzhenerov i uchashchikhsya vuzov* [Reference book on mathematics for engineers and students of universities]. Moscow: Nauka, Glavnaya redaktsiya fiziko-matematicheskoi literatury, 1981, 614 p. (In Russ.).
- Dyubanov V.G., Leontiev L.I About the problem of recycling of zinc-containing metallurgical slimes. *Rare Metals*. 2009, vol. 28. Spec. Issue. Oct., pp. 752–770.
- Okorokov B.N., Yavoiskii V.I. Some regularities of BOF process. In: *Teoriya i tekhnologiya novykh protsessov proizvodstva stali. Sb. no.* 48 [Theory and technology of new processes of steel production]. Moscow: Metallurgiya (MISiS), 1983, pp. 166–175. (In Russ.).
- 16. Okorokov B.N., Kominov S.V., Ronkov L.V. etc. Dynamic model of converter process reflecting its physical and chemical streams and their interaction. In: *Issledovanie protsessov proizvodstva stali i ikh vliyaniya na konechnye svoistva produktsii* [Research of steelmaking processes and their influence on terminating properties of production]. Moscow: Metallurgiya (MISiS), 1990, pp. 5–23. (In Russ.).
- Nam V.V., Ronkov L.V., Okorokov B.N. etc. System of dynamic monitoring and management of converter process of scorification. *Chernaya metallurgiya. Byul. in-ta "Chermetinformatsiya"*. 1988, no. 9, pp. 41–42. (In Russ.).
- 18. Gorkusha D.V., Komolova O.A., Grigorovich K.V. Analysis of the reasons of increased content of carbon and nitrogen in IF steels in conditions of JSC "MMK". In: *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva: mezhregion. sb. nauch. tr.* [Theory and technology of metallurgical production: Interregion coll. of sci. papers]. Bigeev V.A. ed. Magnitogorsk: MGTU, 2015, Issue 1 (16), pp. 60–64. (In Russ.).
- 19. Gorkusha D.V., Komolova O.A., Grigorovich K.V. Analysis of the technology of smelting and ladle processing of IF steels in conditions of JSC "MMK". In: *Aktual 'nye problemy sovremennoi nauki, tekhniki i obrazovaniya* [Urgent problems of the modern science, technique and education]. Magnitogorsk: MGTU, 2015, vol. 1, no. 1, pp. 67–70. (In Russ.).
- 20. Komolova O.A., Gorkusha D.V., Grigorovich K.V. Physical and chemical models of steel refinement in a vacuum vessel. In: V mezh-dunarodnaya konferentsiya-shkola po khim. tekhnologii: sb. tezisov dokladov satellitnoi konferentsii XX Mendeleevskogo s "ezda po ob-shchei i prikladnoi khimii: v 3kh tomakh [5th Int. Conf.-School on Chemical Technology: Theses of Reports of a Satellite Conf. of the 20th Mendeleevsky Congress in Basic and Applied Chemistry: in 3 vols.]. Volgograd: Izd-vo Volgogradskii gos. tekhn. un-ta, 2016, pp. 240–242. (In Russ.).
- 21. Kolokol'tsev V.M., Klochkovskii S.P., Smirnov A.N., Savchenko I.A. Development of principal bases of technology of complex processing of high-magnesian siderites. In: *Fiziko-khimicheskaya* geotekhnologiya. Materialy nauchnoi konferentsii [Physical and chemical geotechnology. Materials of a scientific conference]. Moscow: 2013, vol. 2, pp. 41–44. (In Russ.).
- *Acknowledgements*. The results were obtained within the framework of the state task of the Ministry of Education and Science of the Russian Federation no. 11.8979.2017/64.

Information about the authors:

Yu.A. Kolesnikov, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair "Technology of Metallurgy and Foundry Processes" (dixord@mail.ru) V.A. Bigeev, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Technology of Metallurgy and Foundry Processes" (v.bigeev11@yandex.ru) D.S. Sergeev, Postgraduate of the Chair "Technology of Metallurgy and Foundry Processes" (dixord@mail.ru) ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 706 – 712. © 2017. Коликов А.П., Звонарев Д.Ю., Галимов М.Р.

УДК 621. 774.621.643

ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА НА ОСНОВЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ТРУБ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА

Коликов А.П.¹, д.т.н., профессор кафедры обработки металлов давлением (apkol@mail.ru) Звонарев Д.Ю.², к.т.н., заведующий лабораторией Галимов М.Р.¹, магистр кафедры обработки металлов давлением (galimov@mail.ru)

 ¹ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)
 ² ОАО «Российский научно-исследовательский институт трубной промышленности» (РосНИТИ) (454139, Россия, Челябинск, ул. Новороссийская, 30)

Аннотация. В результате анализа процессов формовки листовой заготовки при различных схемах: в вальцах (схема RBE), на прессах (схема UOE) и шаговой формовки (схема JOE) показано, что в отечественной и зарубежной практике производства труб большого диаметра для прокладки морских трубопроводов применяется схема ЈОЕ. Выполнено математическое моделирование процессов пластического формоизменения листовой заготовки по схеме ЈОЕ на кромкогибочном прессе и прессе шаговой формовки и калибрования сварной О-образной трубной заготовки на механическом экспандере с использованием программного комплекса Deform 3D. Представлены результаты математического моделирования напряженно-деформированного состояния металла в трубных заготовках и готовых трубах по всему технологическому переделу производства труб большого диаметра. Показано, что пластическое состояние сформованных Ј-образных листовых заготовок на прессовом оборудовании и при калибровании труб характеризуется неравномерностью напряженно-деформированного состояния (НДС) металла. Приведены численные результаты распределения эквивалентных напряжений и интенсивности деформации на наружной поверхности трубы типоразмера $D \times S = 720 \times 22$ мм класса прочности К56. Показано, что участки трубы с большей неравномерностью НДС характеризуются повышенными значениями остаточных напряжений и деформаций, поэтому в этих областях отмечено увеличение диаметра и овальности трубы относительно среднего значения. Результаты проведенных экспериментальных исследований остаточных напряжений после экспандирования труб, изготовленных на ТЭСА 1020 и ТЭСА 1420 убедительно подтверждают не равномерный характер распределения НДС в поперечном сечении ТБД: в сварном шве о достигают величины +220 МПа (схема JOE) и +150 МПа (схема UOE), что составляет (0,3 – 0,4) $\sigma_{\rm r}$ тогда как в металле трубы $\sigma_{\rm oer}$ = +40...45 МПа. Численные расчеты по методу конечных элементов (МКЭ) модели значений овальности трубы после экспандирования при различных начальных геометрических размерах сформованных листовых заготовок подтверждаются данными физического измерения геометрических размеров на установке автоматического контроля. По результатам моделирования установлено, что для строительства подводного газопровода, согласно нормативной документации, требуемая геометрическая форма трубы и точность размеров внутреннего диаметра ТБД достигается при экспандировании заготовки с величиной овальности не более 5 мм. При этом обеспечивается качественная сборка и сварка кромок соединяемых труб в линии трубопровода. Приведенные результаты компьютерного моделирования по МКЭ модели напряженно-деформированного состояния пластического формоизменения заготовки-трубы при изготовлении по схеме ЈОЕ необходимо учитывать при расчете технологических параметров формовки трубной заготовки, калибровке инструмента и режимов настройки прессового оборудования.

Ключевые слова: математическое моделирование, параметры напряженно-деформированного состояния металла, формовка, листовая заготовка, калибрование труб, экспандер, сварные трубы большого диаметра.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-706-712

Системы трубопроводного транспорта, для сборки которых используются трубы большого диаметра (ТБД), относятся к опасным техногенным объектам [1]. Их аварии или отказы в работе приводят к возникновению серьезных угроз населению, инженерным сооружениям и природным массивам, поэтому к ним предъявляются высокие требования по обеспечению надежности и безопасности [1].

В отечественной [2 – 5] и зарубежной [6 – 9] практике для производства ТБД применяются различные способы формовки листовой заготовки (рис. 1):

 – формовка листовой заготовки прокаткой в трех валках с окончательной догибкой кромок на листогибочной машине (схема RBE – разработки швейцарской компании Haeusler) [4]; производство труб диаметром до 1020 мм из одного листа с формовкой заготовок по периметру на мощных прессах (схема UOE, используют на Челябинском трубопрокатном и Выксунском металлургическом заводах).

Особенность технологии производства труб по схеме JCO заключается в том, что формовка на прессах осуществляется вертикальным и последовательным перемещением инструмента при гибке кромок по всей ширине листа и пошаговой формовкой – перемещением инструмента вначале одной стороны листа, а затем другой на прессах [3, 6, 10].

Надежность и безопасность эксплуатации современных магистральных трубопроводов обеспечивается не только высокими прочностными ($\sigma_r \ge 600$ МПа) и вяз-



Рис. 1. Технологические операции при производстве прямошовных сварных труб большого диаметра по различным схемам формовки

Fig. 1. Technological operations at production of longitudinal welded large-diameter pipes under various forming schemes

костными свойствами труб большого диаметра, но и их геометрическими размерами: отклонением наружного диаметра и овальности концов труб от круглой формы, отклонением от теоретической окружности в зоне сварного шва, кривизной труб и другими [10], которые определяются напряженно-деформированным состоянием (НДС) металла в процессе изготовления (рис. 1) [9–11].

Авторы работы [4] считают, что равномерную геометрию трубной заготовки возможно получить с помощью формовки листовой заготовки в вальцах, однако у таких ТЭСА существует узкий размерный диапазон производимых труб по диаметру ($D_{\rm max} \leq 900$ мм) и толщине стенки ($S_{\rm max} \leq 25$ мм) из-за ограничения по максимально допустимому давлению в гидроцилиндрах и предельному усилию гибки. Такие же ограничения относятся и к производству труб по схеме UOE на ТЭСА1020, поэтому трубы, изготовленные по этим технологиям, применяются для строительства сухопутных трубопроводов.

Для строительства подводных трубопроводов применяются прямошовные трубы большого диаметра $(D_{\rm T} = 1220 - 1420 \text{ мм})$ со стенками толщиной до 50 мм классов прочности X90, X100 и X120, изготовленные по схеме JCO и отвечающие международным стандартам ISO 3183 и стандарту 5L Американского нефтяного института [3, 6]. Технологии их производства получили наибольшее распространение в Германии, Китае, Индии, а также используются российскими заводами: ОАО «Выксунский металлургический завод», ЗАО «Ижорский трубный завод», ОАО «Челябинский трубопрокатный завод».

Оценка неравномерности НДС металла при пластическом формоизменении листовой заготовки по схеме JCO в готовую трубу на всех стадиях технологического передела: при формовке, сварке и калибровании (рис. 1) проведена авторами с использованием моделирования методом конечных элементов (МКЭ), который получил большое распространение в процессах обработки металлов давлением [12 – 15].

На первом этапе осуществлен анализ напряженно-деформируемого состояния формуемых кромок на кромкогибочном прессе с помощью программного продукта DEFORM-3D. Модель включала 35 800 элементов конечно-элементной сетки, время расчета операции подгибки кромок составило 3 ч. [10]. Анализ полученных результатов показал неравномерный характер распределения эквивалентных (остаточных) напряжений по ширине кромки (рис. 2), величина которых составила $0,70 - 0,75\sigma_{\rm r}$. При этом на трубах с толщиной стенки до 12 мм выявлен максимальный прогиб опор нижнего инструмента, который составил 1,5 мм.

По результатам анализа эпюр эквивалентных (остаточных) напряжений установлено, что не сформованная половина листа по всей длине заготовки изгибается больше (деформация металла происходит в упругой области), чем сформованная (деформация металла происходит в упругопластической области) и разница возрастает с каждым последующим шагом на прессе шаговой формовки.

На втором этапе исследований проведено компьютерное моделирование напряженно-деформируемого состояния металла в 21 точке по периметру листовой заготовки при формовании правой части Ј-образного профиля на прессе шаговой формовки (ПШФ) для получения трубы типоразмера $D_{\rm T} \times S_{\rm T} = 720 \times 22$ мм из стали класса прочности K52 (рис. 3).

По результатам расчета эквивалентных (остаточных) напряжений и накопленной степени деформации при формовании правой части Ј-образного профиля на прессе шаговой формовки (рис. 3, б, в) сделан вывод о



Рис. 2. Характер распределения напряжений на поверхности листа после первого шага гибки на прессе шаговой формовки (*a*) и прогиб кромки листовой заготовки (*б*)





Рис. 3. Схемы расчетных точек (*a*) и распределение напряжений (б) и деформаций (в) на наружной поверхности трубной заготовки при формовании правой части Ј-образного профиля на прессе шаговой формовки

Fig. 3. Schemes of setting out points (a) and distribution of stresses (δ) and strains (b) on the outer surface of the pipe billet when forming the right side of the J-shaped profile at the JCO-press

неравномерности распределения НДС на первом, втором и третьем шагах ПШФ. В этих сечениях происходит прогиб листовой заготовки (величина деформации минимальна $\varepsilon_{min} = 0,30...0,05$), что приводит к не плотному прилеганию ее краевых участков и последующей некачественной сварке технологического шва. Известно [10], что при шаговой формовке – переходе с предыдущего шага на последующий в металле под действием остаточных напряжений происходит пружинение заготовки. Это приводит к изменению геометрических размеров первоначального (заданного) J-образного профиля трубной заготовки, который сохраняется после доформовки в сборочно-сварочном стане в круглый О-образный профиль и сварки наружным и внутренним швом (рис. 4).

Для обеспечения требований стандартов по геометрическим размерам ТБД выполняют операцию калибрования – экспандирования на механическом экспандере, которая производится в несколько шагов с перекрытием предыдущего шага (рис. 5)

Перед началом операции экспандирования внешние элементы головки экспандера смазываются эмульсией (вода + масло) для уменьшения трения между головкой и внутренней стенкой трубы (рис. 5, a), а внутренняя поверхность трубы очищается струями воды. Затем



Рис. 4. Эскиз трубной заготовки, полученной с использованием МКЭ для калибрования на экспандере

Fig. 4. Draft of pipe billet obtained using FEM for calibration on the expander



Рис. 5. Общий вид калибровки ТБД в экспандере: *a* – подготовка трубы к операции; *б* – операция экспанирования; *в* – установка сварного шва; *1* – передний конец трубы; *2* – головка экспандера

Fig. 5. General view of the calibration of LDP on the expander: a – pipe preparation for the operation, δ – expansion, s – welded join setting; 1 – forward end of pipe, 2 – head of expander

внутрь трубы вводится головка экспандера, которая состоит из 12 внешних стальных элементов и 12 внутренних клиньев. При введении клиньев внутрь внешних сегментов последние расширяются (движутся в радиальном направлении) и соприкасаются с внутренней поверхностью трубы – происходит увеличение ее диаметра (рис. 5, δ). После завершения операции экспандирования происходит распружинивание стенки трубы (труба несколько уменьшается в диаметре).

При моделировании МКЭ в DEFORM [16] производилось построение очага деформации половины заготовки (рис. 6, *a*) совместно с плоскостью симметрии и узлами конечно-элементной сетки, состоящей из 15 000 отдельных элементов, каждый из которых содержал соответственно пять элементов (рис. 6, δ).

По результатам МКЭ моделирования получены картины распределения эквивалентных напряжений

(рис. 7, *a*) и интенсивности деформации (рис. 7, *б*) на наружной поверхности трубы при экспандировании трубы типоразмера $D_{\rm T} \times S_{\rm T} = 720 \times 22$ мм класса прочности К56 на длине 6000 мм. Также фиксировались диаметр, овальность и кривизна трубной заготовки в поперечном сечении на шаге 400 мм.

В результате расчета по МКЭ модели установлено, что на наружной поверхности ТБД наблюдаются области с повышенными значениями остаточных напряжений и деформаций и поэтому в этих областях отмечено увеличение диаметра и овальности трубы относительно среднего значения (табл. 1). Величина овальности трубы рассчитывалась как разница между взаимно перпендикулярными отрезками. В табл. 1 представлены результаты вычисленных значений овальности трубы после экспандирования при различных начальных условиях.



Рис. 6. Схема построения очага деформации (*a*) при экспандировании трубы и размеры отдельного элемента сетки, прилегающие к плоскости симметрии (б): *I* – заготовка; *2* – стальные клинья лопасти экспандера

Fig. 6. Structure of the deformation zone (a) during the expansion of the pipe and the size of the individual mesh element adjacent to the plane of symmetry (δ):

1 -billet, 2 -steel wedges of the expander blades



Рис. 7. Картины распределения интенсивности напряжений (*a*) и деформации (*б*) в поперечных сечениях на наружной поверхности при экспандировании трубы

Fig. 7. Pattern of intensity distribution of stresses (a) and strains (δ) in the cross sections on the outer surface during the pipe expansion

По результатам моделирования установлено, что для ТБД отклонение от теоретической окружности трубы не должно превышать 2 мм [17], которое достигается в результате экспандирования заготовки с величиной овальности 5 мм. Такой характер распределения диаметра и овальности по длине трубы подтверждается и результатами физического измерения геометрических размеров на установке автоматического контроля [16]. Известны зарубежные разработки специальных установок [8] для правки и калибровки концов стальных труб, что обеспечивает качественную сборку и сварку кромок соединяемых труб в линии трубопровода.

Особенность процесса калибрования ТБД заключается в том, что сварной шов располагается в вертикальной плоскости так, что он не должен подвергаться деформации, как показано на рис. 1, *в*. Таким образом, в сварном шве сохраняются остаточные растягивающие напряжения, полученные при сварке. На остальных участках трубы растягивающие напряжения $+\sigma_{ocr}$ в результате экспандирования увеличиваются, однако после завершения операции калибрования величина $+\sigma_{ocr}$ только умнышается (табл. 2).

Из труб большого диаметра, изготовленных по схемам прессовой формовки UOE и JOE и прошедших экспандирование-калибрование, были взяты образцы,

Таблица 1

Результаты вычисления овальности и диаметра трубы после экспандирования трубной заготовки

Table 1. Calculation results of the out-of-roundness	s and
diameter of pipe after expansion of pipe billet	

Овальность	Овальность трубы	Диаметр трубы
трубной	после экспанди-	после экспанди-
заготовки, мм	рования, мм	рования, мм
15	8	1154,2
10	5	1153,6
5	2	1153,5
0	0	1152,7

на которых проведены замеры остаточных напряжений (табл. 2) по методике, описанной в работе [18].

Однако при длительной эксплуатации трубопроводов возможно разрушение даже при напряжениях, не превышающих максимально допустимые в результате действия всех нагрузок на поверхность труб, среди которых автор работы [2] выделяет сварочные и остаточные напряжения, возникающие в процессе изготовления труб.

Выводы. В результате компьютерного моделирования определен интервал овальностей трубной заготовки перед операцией экспандирования ТБД. Аналогичные результаты моделирования процесса экспандирования труб могут быть использованы для регламентирования геометрических параметров трубной заготовки по всей технологической цепочке производства сварных труб большого диаметра.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Мазур И.И., Иванцов О.М. Безопасность трубопроводных систем. – М.: ИЦ «ЕЛИМА», 2004. – 1104 с.
- 2. Эфрон Л.И. Металловедение в «большой» металлургии. Трубные стали. – М.: Металлургиздат, 2012. – 696 с.
- **3.** Осадчий В.Я., Коликов А.П. Производство и качество стальных труб. М.: МГУПИ, 2012. 370 с.

Таблица 2

Экспериментальные значения остаточных напряжений в фрагменте труб большого диаметра класса прочности К60

Table 2. Experimental values of residual stresses in the segment of large diameter pipes of K60 strength class

	Типоразмер труб $D_{T} \times S_{T}$, мм					
Расстояние до сварного	1420)×12	1020×26			
шва	σ _{ост} , МПа	$\sigma_{_{oct}}/\sigma_{_{T}}$	σ _{ост} , МПа	$\sigma_{_{oct}}/\sigma_{_{T}}$		
Центр сварного шва	+220	~ 0,5	+150	~ 0,3		
Т. 2 на расстоянии 24 мм	+40	0,09	+45	0,1		

- Урядов Р.В., Христофоров А.С. Применение трехвалковой листогибочной машины и установок роликов догибки кромок для производства прямошовных сварных труб большого диаметра с соотношением диаметр/толщина стенки менее 30: Сб. тр. «Инновационные технологии в металлургии и машиностроении. Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2014. С. 414 422.
- Zvonarev D.Yu., Osadchii V.Ya., Romantsov A.I., Kolikov A.P. Shaping of Sheet to Produce Large-Diameter Welded Pipe // Steel in Translation. 2016. Vol. 46. No. 6. P. 443 – 446.
- Дерикс В., Гензер Б. Новые технологии экономичного и гибкого производства труб большого диаметра: Тр. XIII Междунар. науч.-практ. конф. «Трубы-2005». Ч. 1. – Челябинск: ОАО «Рос-НИТИ», 2005. С. 105 – 108.
- Wen S.W., Hilton P., Farrugia D.C.J. Finite element modeling of a submerged arc welding process // Journal of Materials Processing Technology. 2001. Vol. 119. P. 203 – 209.
- Kishiguchi T., Hosoda H., Ikuno Y. Pipe end round equipment and control system (PERFECTS) // Chin-Niittetsu-Sumikin Engineering Gino. 2013. No. 4. P. 39 – 45.
- 9. Katsumi M., Kenji O. Steel Products for Energy Industries // JFE Technical Report. 2013. Vol. 43. No. 18. P. 1 11.
- 10. Звонарев Д.Ю. Совершенствование процессов подгибки кромок и шаговой формовки сварных труб большого диаметра для обеспечения высокой точности размеров и форм: Дис.... канд. техн. наук. – Челябинск: ЮУрГУ, 2015. – 166 с.
- Галкин В.В., Чебурков А.С., Пачурин Г.В. Оценка напряженнодеформированного состояния металла трубных заготовок, изготовленных пошаговой формовкой, методом математического моделирования // Современные проблемы науки и образования. 2013. № 2. С. 114 – 115.

- 12. Коликов А.П., Звонарев Д.Ю., Таупек И.М. и др. Математическая модель пластического формоизменения листовой заготовки для изготовления сварных труб большого диаметра. Сообщение 2 // Изв. вуз. Черная металлургия. 2016. Т. 59. № 9. С. 615 – 621.
- Селезнев В.Е., Алешин В.В., Прялов С.Н. Основы численного моделирования магистральных трубопроводов. – 2-е изд., перераб. и доп. / Под ред. В. Е. Селезнева. – М.: МАКС-Пресс, 2009. – 436 с.
- 14. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением. Численные методы / В. Н. Данченко, А. А. Миленин, В. И. Кузьменко, В. А. Гринкевич. – Днепропетровск: Системные технологии, 2005. – 448 с.
- 15. Богатов А.А., Нухов Д.Ш., Пьянков К.П. МКЭ-моделирование процесса толстолистовой прокатки. Анализ неоднородности напряженно-деформированного состояния в очаге деформации: Сб. тр. «Инновационные технологии в металлургии и машиностроении. – Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2014. С. 185 – 189.
- 16. Звонарев Д.Ю. ZV JCO: Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2013660023; заявл. 27.08.2013; опубл. 20.12.2013.
- Коликов А.П., Звонарев Д.Ю. Моделирование процесса экспандирования сварных труб большого диаметра. Сталь, 2017. № 3. С. 41 – 43.
- Kolikov A.P., Leletko A.S., Matveev D.V. etc. Stress in welded pipe // Steel in Translation. 2014. Vol. 44. No. 11. P. 808 – 812.

Поступила 19 января 2017 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 706–712.

EVALUATION OF STRESS-STRAIN STATE OF THE METAL ON THE BASIS OF MATHEMATICAL MODELING IN PRODUCTION OF LARGE DIAMETER PIPES

A.A. Kolikov¹, D.Yu. Zvonarev², M.R. Galimov¹

¹National University of Science and Technology "MISIS" (MISIS), Moscow, Russia

² Russian Scientific Research Institute of the Pipe Industry, Chelyabinsk, Russia

Abstract. The analysis of slab forming processes under different schemes: in rolls (RBE scheme), presses (UOE scheme) and stepwise forming (JCOE scheme) shows that domestic and foreign plants of large-diameter pipe production for laying offshore pipelines use JCOE scheme. The mathematical modeling of processes of plastic deformation of slab in edge-bending press by JCOE scheme and on the stepwise forming and calibration press of welded O-shaped pipe billet on a mechanical expander was made using the Deform 3D software. The results of mathematical modeling of stress-strain state of the metal in pipe billets and finished pipes are considered for all the technological production process of large diameter pipes. It is shown that the plastic state of the molded J-shaped slabs on forging equipment and at pipe calibration is characterized by uneven stress-strain state (SSS) of the metal. Numerical results of the distribution of equivalent stress and strain rate on the outer surface of the pipe of the size $D_t \times S_m = 720 \times 22$ mm of K56 strength class have shown that pipe sections with more uneven SSS have high values of residual stresses and strains, so in these areas was noted an increase of diameter and roundness of the pipe relative to the average. The results of experimental research of residual stresses in pipes after expanding made at TESA 1020 and TESA 1420 confirm the unstable distribution of stress-strain state in the cross-section of large diameter pipes. In the weld joint ores reaches a value of +220 MPa (JOE scheme) and +150 MPa (UOE scheme), which is $(0.3 - 0.4)\sigma_t$, whereas in the pipe metal $\sigma_{res} = +40...45$ MPa. Numerical calculations by the FEM model of out-of-roundness of pipe after expansion at various initial geometrical dimensions of the molded slabs are confirmed by physical measurements of geometric dimensions on the installation of automatic control. The modeling results have established that for the construction of underwater gas pipeline according to normative documents the optimal geometric pipe shape and dimensional accuracy of the inner diameter of large-diameter pipes can be achieved at expanding of the pipe billet with out-of-roundness of 5 mm. This ensures the quality assembly and welding of the edges of connected pipes in the pipeline. The results of computer simulation by the FEM model of the stress-strain state of the plastic forming of pipe billet at manufacture by JCOE scheme should be considered in the calculation of technological parameters of pipe billet molding, tool calibration and press equipment setting modes.

- *Keywords*: mathematical modeling, parameters of stress-strained metal, forming, slab, pipe calibration, expander, large diameter welded pipe.
- **DOI:** 10.17073/0368-0797-2017-9-706-712

REFERENCES

- Mazur I.I., Ivantsov O.M. *Bezopasnost' truboprovodnykh system* [Safety of pipeline systems]. Moscow: ITs ELIMA, 2004, 1104 p. (In Russ.).
- Efron L.I. Metallovedenie v "bol'shoi" metallurgii. Trubnye stali [Metallography in large metallurgy. Pipe steels]. Moscow: Metallurgizdat, 2012, 696 p. (In Russ.).
- **3.** Osadchii V.Ya., Kolikov A.P. *Proizvodstvo i kachestvo stal'nykh trub* [Production and quality of steel pipes]. Moscow: MGUPI, 2012, 370 p. (In Russ.).
- 4. Uryadov R.V., Khristoforov A.S. The use of three-roll plate bending machine and rolls units for edges finish bending at the production of

longitudinal welded large diameter pipes with a ratio of diameter/ wall thickness less than 30. In: *Sb. trudov: Innovatsionnye tekhnologii v metallurgii i mashinostroenii* [Innovative technologies in metallurgy and engineering: Coll. of papers]. Ekaterinburg: Izd-vo Ural. Un-ta, 2014, pp. 414–422. (In Russ.).

- 5. Zvonarev D.Yu., Osadchii V.Ya., Romantsov A.I., Kolikov A.P. Shaping of sheet to produce large-diameter welded pipe. *Steel in Translation.* 2016, vol. 46, no. 6, pp. 443–446.
- Deriks V., Genzer B. New technologies of cost-effective and flexible production of large diameter pipes. In: *Trudy XIII Mezhdunar*. *nauch.-prakt. konf.* "*Truby-2005*" [Proceedings of the XIII Intern. Sci.-Pract. Conf. "Pipes-2005"]. Part. 1. Chelyabinsk: OAO "Ros-NITI", 2005, pp. 105–108. (In Russ.).
- Wen S.W., Hilton P., Farrugia D.C.J. Finite element modeling of a submerged arc welding process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001, vol. 119, pp. 203–209.
- 8. Kishiguchi T., Hosoda H., Ikuno Y. Pipe end round equipment and control system (PERFECTS). *Chin-Niittetsu-Sumikin Engineering Gino*. 2013, no. 4, pp. 39–45.
- 9. Katsumi M., Kenji O. Steel products for energy industries. *JFE Technical Report*. 2013, vol. 43, no. 18, pp. 1–11.
- 10. Zvonarev D. Yu. Sovershenstvovanie protsessov podgibki kromok i shagovoi formovki svarnykh trub bol'shogo diametra dlya obespecheniya vysokoi tochnosti razmerov i form. Diss. kand. tech. nauk [Process improvement of edge-banding and step molding of welded pipes of large diameter to ensure high accuracy of dimensions and shapes. Cand. Tech. Sci. Diss.]. Chelyabinsk: YuUrGU, 2015, 166 p. (In Russ.).
- Galkin V.V., Cheburkov A.C., Pachurin G.V. Evaluation by mathematical modeling of stress-strain of metal billets made by stepwise molding method. *Sovremennye problemy nauki i obrazovaniya*. 2013, no. 2, pp. 114–115. (In Russ.).
- 12. Kolikov A.P., Zvonarev D.Yu., Taupek I.M. Kadil'nikov S.V., Galimov M.R. Mathematical model of plastic forming of the slab for

large diameter welded pipes. Report 2. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2016, vol. 59, no. 9, pp. 615–621. (In Russ.).

- Seleznev V.E., Aleshin V.V., Pryalov S.N. Osnovy chislennogo modelirovaniya magistral'nykh truboprovodov [Basics of numerical modeling of pipelines]. Seleznev V.E. ed. Moscow: MAKS Press, 2009, 436 p. (In Russ.).
- Danchenko V.N., Milenin A.A., Kuz'menko V.I., Grinkevich V.A. Komp'yuternoe modelirovanie protsessov obrabotki metallov davleniem. Chislennye metody [Computer simulation of processes of metal forming. Numerical methods]. Dnepropetrovsk: Sistemnye tekhnologii, 2005, 448 p. (In Russ.).
- 15. Bogatov A.A., Nukhov D.Sh., P'yankov K.P. FEM-simulation of plate rolling. Analysis of heterogeneity of the stress-strain state in the deformation zone. In: *Sb. trudov: Innovatsionnye tekhnologii v metallurgii i mashinostroenii* [Innovative technologies in metallurgy and engineering: Coll. of papers]. Ekaterinburg: Izd-vo Ural. Un-ta, 2014, pp. 185–189. (In Russ.).
- **16.** *ZV JCO*. Certificate of state registration of computer program no. 2013660023, publ. 20.12.2013. (In Russ.)
- Kolikov A.P., Zvonarev D.Yu. Simulation of expansion process of welded large-diameter pipes. *Stal*[']. 2017, no. 3, pp. 41–43. (In Russ.).
- Kolikov A.P., Leletko A.S., Matveev D. V., Kulyutin S.A, Kadil'nikov S.V. Stress in welded pipe. *Steel in Translation*. 2014, vol. 44, no. 11, pp. 808–812.

Information about the authors:

A.A. Kolikov, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Metal Forming" (apkolikov@mail.ru)
D.Yu. Zvonarev, Cand. Sci. (Eng), Head of the Laboratory
M.R. Galimov, MA Student of the Chair "Metal Forming" (galimov-m@mail.ru)

Received January 19, 2017

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 713 – 719. © 2017. Писарев С.А., Горбунов В.Б., Малышева Т.Я., Коровушкин В.В.

УДК 662.6.9:519.6

ИССЛЕДОВАНИЕ АГЛОПРОЦЕССА С УЧАСТИЕМ В ШИХТЕ МАГНЕТИТОВЫХ КОНЦЕНТРАТОВ КОВДОРСКОГО МЕСТОРОРЖДЕНИЯ

Писарев С.А., аспирант кафедры «Энергоэффективные ресурсосберегающие

промышленные mexнологии» (labbor408@mail.ru)

Горбунов В.Б., к.т.н., доцент кафедры «Энергоэффективные ресурсосберегающие

промышленные технологии»

Малышева Т.Я., к. геол.-мин. н., профессор кафедры «Энергоэффективные ресурсосберегающие промышленные технологии»

Коровушкин В.В., д. геол.-мин. н., профессор кафедры технологии материалов электроники

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)

- *Аннотация*. Методом электронного микроанализа установлено, что в железных рудах кристаллы магнетита в зависимости от температурновременных условий природного рудообразования имеют различную микроструктуру. Так в составе осадочно-метаморфических железистых кварцитов и магматических скарнов кристаллы магнетита имеют гомогенное строение и по составу близки к стехиометрии. В составе руд месторождения Ковдор кристаллы магнетита имеют гетерогенное строение, в матрице которых изоморфные примеси Al, Mg, Ti и др. существуют в виде отдельных шпинельных микрофаз. При восстановлении кристаллов магнетита в условиях, близких к агломерационным, установлено, что в процессе агломерации кристаллы гетерогенного строения разрушаются с образованием двух рудных фаз: твердых растворов магнетита и вюстита, не участвующих в процессах жидкофазного упрочнения агломератов. На заключительном этапе производства офлюсованных агломератов в составе готовой продукции на месте расплава образуются кальций-кремнистые силикатные связки мелилитового состава, обладающие низкими прочностными свойствами. В соответствии с результатами настоящего исследования предлагается при оценке железорудных месторождений обращать внимание не только на содержание в рудах оксидов железа и кремния, но и на структурные особенности кристаллов самого магнетита, поскольку именно железо магнетита определяет направление расплавообразования при производстве техногенного сырья.
- *Ключевые слова*: агломерация, минералогия, железные руды, месторождение Ковдор, кристаллы магнетита гетерогенного строения, восстановление, силикатные связки.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-713-719

Со временем на металлургических комбинатах должна закончится практика покупки и использования в аглошихтах железных руд только по их ценовой стоимости, без учета физико-механических и термических свойств, определяющих поведение концентратов и руд в высокотемпературных окислительно-восстановительных процессах окускования.

Руды в природных условиях формируются в различных температурно-временных и газовых условиях, которые определяют их минеральный состав, структурные особенности и физические свойства [1 – 3]. Смысл же техногенных процессов, в частности агломерации, заключается в превращении разрушенной при обогащении природной руды снова в кусковой продукт для использования его в восстановительных процессах. Минеральные связки рудных зерен, которые являются носителями прочности спеченных агломератов, формируются в высокотемпературных зонах жидкофазного спекания, их состав определяется количеством перешедших в железосиликатный расплав компонентов аглошихт. Конечный состав и микроструктура связок зависят от основности шихты и условий охлаждения готовой продукции. С вовлечением в металлургическое производство большого количества месторождений железных руд различного генезиса и освоением процессов спекания офлюсованных агломератов, за достаточно короткое время прошлого и начала нового веков появилось огромное количество исследований и научнопрактической информации о всех этапах подготовки аглошихт, механизмов спекания агломератов и качества готовой продукции [4 – 20].

В недалеком прошлом, когда в составе аглошихты каждый металлургический комбинат перерабатывал железные руды одного месторождения, процесс производства агломератов был не сложным. Железорудная аглошихта представляла собой гранулированную смесь разрушенной при обогащении руды, офлюсованной до основности (CaO/SiO₂) 1,2, как того требовалось для получения той же основности доменного шлака. Процесс жидкофазного спекания аглошихт низкой основности проходил в условиях низкого окислительного потенциала газовой фазы. В составе готовой продукции роль связок рудных зерен выполняли силикаты оливиновой группы CaFeSiO₄, занимающие обширное поле кристаллизации в диаграмме CaO – FeO – SiO₂ (рис. 1).

Каждый из металлургических комбинатов долгое время производил агломераты из железных руд одного генетического типа, вплоть до полного истощения месторождения. Поиск возможности повышения качества готовой продукции был связан с использованием информации о минеральном составе железных руд. Этим объясняется большое количество исследований, касающихся состава и свойств нерудных компонентов шихты. При этом различия состава и свойств агломератов связывали с особенностями минерального состава и физико-химических свойств вмещающих пород железных руд, которые совершенно не заслужено до сих пор называют «пустой породой» [12, 23 – 25].

Примечательно, что за долгие годы исследований ни в одной из работ по составу и свойствам агломератов не изучалась природа самого магнетита. И до сих пор природному магнетиту в процессах производства агломератов не уделяется никакого внимания. Тем не менее, методом электронного микроанализа установлено, что в железных рудах кристаллы магнетита в зависимости от температурно-временных условий природного рудообразования имеют различную микроструктуру. Так, в составе осадочно-метаморфических железистых кварцитов и магматических скарнов кристаллы магнетита имеют гомогенное строение и по составу близки к стехиометрии. В них методом рентгеноспектрального микрозондирования обнаружены десятые и сотые доли процента элементов-примесей в виде Al, Mg, Ti, Mn, Cr, V, не влияющих на физико-химические свойства кристаллов магнетита. Одновременно существует ряд магматических рудопроявлений, в составе которых кристаллы магнетита имеют гетерогенное строение. В матрице магнетита изоморфные примеси существуют в виде микрофаз – шпинелей: FeAl₂O₄, MgFe₂O₄, ТіFe₂O₄ и др. [26].

В настоящее время аглофабрики практически всех металлургических комбинатов работают на привозном сырье. В аглошихтах одновременно используется несколько различных генетических типов руд без учета их термических особенностей. В каждом конкретном случае получение прочного кускового продукта осложняется многофазностью исходной аглошихты, в составе которой практически невозможно выявить роль основного компонента руды – магнетита. При многократных исследованиях минерального состава и структурных особенностей железорудных агломератов ряда промышленных комбинатов, несмотря на близость их химических составов и технологических условий производства, было обращено внимание на фазовые и структурные различия их готовой продукции, особенно на направление процессов расплавообразования в жидкофазных зонах спекания. И все это долгое время не позволяло объяснить влияние нерудных составляю-



щих аглошихт на процесс жидкофазного упрочнения агломератов.

Поиск информации по влиянию кристаллов магнетита гомогенного и гетерогенного строения на процесс расплавообразования железорудных агломератов в отечественной и зарубежной литературе не дал результатов. Предыдущие исследования механизмов упрочнения касались агломератов низкой основности и преимущественно из руд железистых кварцитов с магнетитом гомогенного строения.

В металлургической практике следующим этапом окускования природного железорудного сырья явилось появление способа производства из мелкодисперсного концентрата окатышей. Применение окатышей различной основности в шихтах доменных печей, наряду с агломератами, явилось причиной проведения большого количества исследовательских работ по поиску и разработке технологических способов производства агломератов повышенной основности. Сравнительный анализ механизмов упрочнения, минерального состава и прочностных свойств целого ряда агломератов повышенной основности не позволил ответить на главный вопрос: почему агломераты, близкие по содержанию в их составе железа, одинаковой основности (CaO/SiO₂) и близкими значениями технологических показателей спекания имеют различный состав упрочняющих их минеральных связок и, как следствие, различную холодную прочность.

Определяющая роль железа магнетита в процессах фазообразования агломератов была впервые установлена при исследовании двух серий промышленных агломератов, офлюсованных в интервале основности CaO/SiO₂ от 1,2 до 2,5. В аглошихтах в приблизительно одинаковом соотношении были использованы железные руды с магнетитом гомогенного и гетерогенного строения. В первом случае спекались агломераты из смеси руд железистых кварцитов и магматических скарнов, в составе которых магнетит имел гомогенное строение, во втором - рудная смесь состояла из железистых кварцитов (магнетит гомогенного строения) и магматичеких руд с магнетитом гетерогенного строения (руды Ковдора). При спекании получены агломераты разного состава, упрочненные различными связками рудных зерен. Анализ агломератов двух изученных серий установил, что направление процесса расплавообразования определяется количеством железа магнетита в железосиликатном расплаве и показал, что участие в аглошихтах руд с магнетитом гетерогенного строения, по сравнению с гомогенным, затормаживает и изменяет процесс расплавообразования при спекании агломератов [27-28].



Рис. 2. Магнетитовая руда месторождения Ковдор: магнетит – черные кристаллы; кальцитовая порода – белая, размер образцов уменьшен в два раза

Fig. 2. Magnetite ore of the Kovdor deposit: magnetite – black crystals; calcite rock – white, the size of samples is reduced by half

Поскольку в настоящее время в составе аглошихты используются железные руды без учета их генетических особенностей, сравнительный анализ процессов минералообразования агломератов, содержащих в своем составе одновременно кристаллы магнетита гомогенного и гетерогенного строения, не позволил решить вопрос об индивидуальных свойствах кристаллов каждого из них. Тем более, что сведения о физико-химических и термических свойствах редко используемого в аглопроцессах магнетита гетерогенного строения отсутствуют. С этой целью в работе проведены исследования по восстановлению кристаллов магнетита гетерогенного строения из кальцит-форстеритовой породы месторождения Ковдор, концентрат которого поступает на спекание агломератов Череповецкого металлургического комбината. Для проведения эксперимента из крупных образцов руды вручную были выделены кристаллы магнетита, структура которых по данным электронной микроскопии имеет гетерогенное строение (рис. 2).

Методом рентгеноспектрального микрозондирования определен химический состав выделенных из руды кристаллов магнетита (табл. 1).

Химический состав выделенных магнетитовых кристаллов из железных руд месторождения Ковдор (табл. 1, образец *1*) оказался близок по составу к кристаллам, изученным методом электронной микроскопии [26] (табл. 1, образец 2).

Кристаллы магнетита восстанавливались в атмосфере газа состава CO₂:CO = 80:20. Температура обжига составляла 900, 1100, 1300 °C, время обжига – 30 мин. В конце опыта образцы охлаждались вместе с печью до комнатной температуры в среде восстановительных газов. Исследовано 16 образцов природных кристаллов магнетита месторождения Ковдор.

Микроструктура природных и восстановленных кристаллов магнетита изучалась оптическим методом, химический состав минеральных фаз определялся методом рентгеноспектрального микрозондирования, состав и структурные особенности исходных и вновь образованных минералов определялись методом мессбауэровской спектроскопии.

В кристаллах магнетита, восстановленных при температуре 900 °C, отсутствовали фазовые и микроструктурные изменения. Оптически полированная поверхность

Таблица 1

Химический состав природных кристаллов магнетита гетерогенного строения, % (по массе)

Table 1. Chemical composition of natural crystals of magnetite of heterogeneous structure,% mass

Образец	Fe _{общ}	MgO	Al ₂ O ₃	TiO ₂	MnO
1	61,7	7,7	1,4	0,7	0,9
2	62,4	5,4	1,4	1,9	0,5

восстановленных кристаллов сохраняет форму и цвет природных кристаллов. В восстановленных при 1100 и 1300 °C кристаллах одинаково четко прослеживаются укрупненные фрагменты структуры их распада. Природный магнетит в процессе восстановления превращается в двухфазную минеральную композицию. Оптически микроструктура рудной композиции на полированной поверхности шлифов представляет собой чередующиеся участки светлой и темной минеральных фаз (рис. 3).

По данным мессбауэровской спектроскопии, светлая фаза является магнезиовюститом, которая образуется на месте матрицы кристаллов природных магнетитов, темная — магнетитом. Спектры минералов приведены на рис. 4, их расшифровка в табл. 2.

По результатам мессбауэровских спектров природный кристалл гетерогенного магнетита и продукты его восстановления (магнетит и вюстит) представляют собой сложные твердые растворы, микроструктура которых четко прослеживается при анализе поверхности образцов методом рентегеноспектрального микрозондирования (см. рис. 3). Результаты замера химического состава магнетита и магнезиовюстита позволили установить реальный состав продуктов распада природных кристаллов гетерогенного магнетита в условиях их восстановления на лабораторной установке в атмосфере газа состава CO₂:CO = 80:20. Температура обжига составляла 900, 1100, 1300 °C, время обжига – 30 мин (табл. 3).

Результаты химического анализа четырех серий образцов кристаллов магнетита гетерогенной структуры, восстановленных при 1300 °С, свидетельствуют о том, что на месте природных кристаллов магнетита образуется высокотемпературная композиция двух разных по составу твердых растворов магнетита и вюстита. Установлено, что в составе вюстита, появившегося на месте магнезиальной матрицы природных кристаллов, количество оксида магния значительно увеличивается, вплоть до 13,5 %, при сравнительно низких содержаниях в магнезиовюстите оксидов марганца, алюминия и титана (десятые доли процента). Одновременно в составе новообразований магнетита при практически постоянном содержании в нем оксида магния (до 3,5 – 4,9 %) отмечается повышен-



Рис. 3. Минеральный состав и микроструктурные особенности кристаллов природного магнетита (*a*) и восстановленного при температуре 1100 °C (*b*) и 1300 °C (*b*). Снято в обратно рассеянных электронах, ×500

Fig. 3 Mineral composition and microstructural features of natural (a) magnetite crystals recovered at 1100 (δ) and 1300 °C (ϵ). Shot in back scattered electrons, an ×500

Таблица 2

Параметры мессбауэровских спектров природного и восстановленного магнетита

Образец	Компоненты спектра	δ, мм/с	Δ, мм/с	<i>Н</i> _{эфф} , кЭ	<i>S</i> , %	Интерпретация	
Исходный магнетит	C1(Fe ³⁺)	0,27	-0,01	488	43,1		
	$C2(Fe^{3+}+Fe^{2+})$	0,75	0,09	462	39,5	Магнетит (трерцый раствор)	
	C3(Fe ³⁺)	0,43	-0,10	465	17,4	(твердый раствор)	
	C1(Fe ³⁺)	0,29	0,00	487	33,5		
	$C2(Fe^{3+}+Fe^{2+})$	0,68	0,03	454	30,2	Магнетит	
Магнетит после термообработки	C3(Fe ³⁺)	0,42	-0,03	463	16,7	(твердый раствор)	
	$C3(Fe^{3+} + Fe^{2+})$	0,66	0,05	424	7,7		
	Д(Fe ²⁺)	0,97	0,78	_	12,0	Магнезиовюстит (твердый раствор)	

Table 2. Parameters	of Mossbauer sr	pectra of sam	ples of natural and	I reconstituted sam	ples
incre i i un uniceens	OF THEODORNAL DE	Section of Sterring		i eeonseieneen suin	



а – природный магнетит; *б* – после термообработки при 1300 °C

Fig. 4. Mossbauer spectra of magnetite: a – natural magnetite; δ – after heat treatment at T = 1300 °C

Таблица 3

Химический состав кристаллов природного магнетита и восстановленного при 1300 °C по данным рентгеноспектрального микрозондирования, % (по массе)

Table 3. Chemical composition of crystals of natural magnetite recovered at 1300 ° C	,
according to X-ray spectral microprobe	

Номер пробы	Минерал	Fe _{общ}	MgO	MnO	Al ₂ O ₃	TiO ₂
1	Магнезиовюстит	60,8	9,2	1,0	0,3	0,1
	Магнетит	62,1	4,2	0,8	1,8	1,3
2	Магнезиовюстит	58,7	13,5	1,1	0,5	0,3
	Магнетит	63,9	4,9	0,7	1,6	0,7
3	Магнезиовюстит	64,3	7,4	1,1	_	_
	Магнетит	61,5	4,0	0,7	5,0	1,7
4	Магнезиовюстит	64,0	6,0	0,8	_	0,4
	Магнетит	63,0	3,5	0,8	2,8	1,7

ное содержание оксида алюминия (до 5,0 %) и титана. Количество железа в составе твердых растворов магнетита и вюстита определяется суммой находящихся в составе кристаллов изоморфных примесей (см. табл. 3). По результатам исследования новообразований магнетита и вюстита в востановленных кристаллах природного магнетита предполагать о возможном механизме перераспределения изоморфных примесей при термообработке руд Ковдорского месторождения в агломерационном процессе пока преждевременно. Для решения проблемы использования железных руд с магнетитом гетерогенного строения в температурно-временных условиях металлургических процессов необходимо дальнейшее продолжение работ с учетом фазового и микроструктурного анализа магнетита методом электронной микроскопии.

Выводы. Исследование процесса агломерации с участием в аглошихте концентратов железных руд Ковдорского месторождения в настоящей работе дополнено изучением минерального состава и структурных особенностей магнетита при восстановлении его кристаллов в условиях, близких к агломерационным $(CO_2:CO = 80:20; T = 1300 \ ^{\circ}C;$ выдержка 30 мин).

Установлено, что природные кристаллы магнетита гетерогенной структуры при восстановлении превращаются в двухфазную высокотемпературную композицию твердых растворов магнетита и магнезиовюстита. Полученные результаты эксперимента подтверждают установленный ранее факт о затормаживающем действии рудных высокотемпературных фаз на формирование железосиликатного расплава. По результатам исследования промышленных офлюсованных агломератов Череповецкого металлургического комбината связкой рудных зерен является высококальциевая (мелилитовая) силикатная фаза, в кристаллах которой железо магнетита обнаруживается только в виде изоморфной примеси.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Татаринов Л.М. Условия образования месторождений рудных и нерудных полезных ископаемых. – М.: Госгеотехиздат, 1955. – 280 с.
- **2.** Синяков В.И. Основы теории рудогенеза. Ленинград: Недра, 1987. 192 с.
- Овчинников Л.Н. Образование рудных месторождений. М.: Недра, 1988. – 285 с.
- **4.** Ростовцев С.Т. Теория и практика металлургии. 1938. № 6. С. 3 9.
- Рамм А.Н. Теоретические основы применения офлюсованного агломерата в доменных печах. Тр. НТО ЧМ. Т. 8. – М.: Металлургиздат, 1956. С. 44 – 64.
- Люйкен В. Подготовка сырых материалов к доменной плавке / Пер. с немецкого. – М.: Металлургиздат, 1959. – 412 с.
- Парфенов А.М. Основы агломерации железных руд. М.: Металлургиздат, 1961. – 320 с.

- 8. Якубцинер Н., Горелик И. Изготовление из магнетитовой руды самоплавкого агломерата и выплавка из него чугуна // Сталь. 1940. № 5 6. С. 1 3.
- 9. Хохлов Д.Г., Миллер В.Я. Теория и практика производства офлюсованного агломерата // Сталь. 1955. № 6. С. 488 – 497.
- 10. Бабушкин Н.М., Тимофеев В.Н. Экспериментальное изучение процесса горения углерода в слое агломерационной шихты // Научн. тр. ВНИИМТ. М.: Металлургиздат, 1962. № 7. С. 17 47.
- **11.** Сигов А.А., Шурхал В.А. Агломерационный процесс. Киев: Техніка, 1969. 232 с.
- Малышева Т.Я. Петрография железорудного агломерата. М.: Наука, 1969. – 168 с.
- Малышева Т.Я. Железорудное сырье, упрочнение при термообработке. – М.: Наука, 1988. – 197 с.
- Коротич В.И. Основы теории и технологии подготовки сырья к доменной плавке. – М.: Металлургия, 1978. – 210 с.
- Коротич В.И., Фролов Ю.А., Бездежский Г.Н. Агломерация рудных материалов. – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2003. – 400 с.
- 16. Вегман Е.Ф. Окускование руд и концентратов. М.: Металлургия, 1968. – 257 с.
- **17.** Базилевич С.В., Вегман Е.Ф. Агломерация. М.: Металлургия, 1967. 368 с.
- Пузанов В.П., Кобелев В.А. Структурообразование из мелких материалов с участием жидких фаз. – Екатеринбург: УрО РАН, 2001. – 633 с.
- Малышева Т.Я., Долицкая О.А. Петрография и минералогия железорудного сырья. – М.: МИСИС, 2004. – 423 с.
- Пузанов В.П., Кобелев В.А. Введение в технологию металлургического структурообразования. – Екатеринбург: УрО РАН, 2005. – 501 с.
- Bowen N.L., Schaiser J.F., Posnjak E. The system CaO FeO SiO₂ // Am. J. Sci, 5th Ser. 1933. Vol. 26. P. 193 – 284.
- Allen W.C., Snow R.B. The orthosilicate iron oxide portion of the system CaO – FeO – SiO₂ // J. Am. Ceram. Soc. 1955.Vol. 38. P. 264 – 280.
- 23. Кисин Д.А., Литвинова Т.И. Агломерация железных руд // Сталь. 1960. № 5. С. 397 – 403.
- Лившиц Б.А., Васильев Г.С. Состав агломератов // Изв. вуз. Черная металлургия. 1964. № 6. С. 23 – 29.
- Утков В.А. Высокоофлюсованный агломерат. М.: Металлургия, 1977. – 155 с.
- 26. Гайдукова В.С. Электронная микроскопия для решения практических геолого-минералогических задач. – М.: Недра, 1983. – 225 с.
- 27. Малышева Т.Я., Павлов Р.М., Мансурова Н.Р., Деткова Т.В. Влияние природного рудообразования на минеральный состав и холодную прочность офлюсованных железорудных агломератов // Изв. вуз. Черная металлургия. 2015. Т. 58. № 3. С. 180 – 185.
- 28. Писарев С.А., Куренков Д.С., Малышева Т.Я. Особенности поведения магнетитовых руд ковдорского месторождения в аглопроцессе // Изв. вуз. Черная металлургия. 2016. Т. 59. № 5. С. 354 – 356.

Поступила 29 марта 2017 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 713–719.

INVESTIGATION OF THE SINTERING PROCESS WITH PARTICIPATION OF MAGNETITE CONCENTRATES OF THE KOVDOR DEPOSIT IN THE CHARGE

S.A. Pisarev, V.B. Gorbunov, T.Ya. Malysheva, V.V. Korovushkin

National University of Science and Technology "MISIS" (MISIS), Moscow, Russia

Abstract. Using the method of electronic microanalysis, it has been established that in magnetite ores magnetite crystals, depending on the temperature-time conditions of natural ore formation, have different microstructure. So in the composition of sedimentary-metamorphic ferruginous quartzites and magmatic skarns, magnetite crystals have a homogeneous structure and are close in composition to stoichiometry. In the Kovdor deposit, magnetite crystals have a heterogeneous structure, in the matrix of crystals of which the isomorphic impurities of Al, Mg, Ti, etc. exist as separate spinel microphases. When the crystals of Kovdor magnetite are restored under conditions close to agglomeration, it is established that in the process of agglomeration, crystals of a heterogeneous structure are destroyed with the formation of two ore phases: solid solutions of magnetite and wustite that do not participate in liquid-phase hardening of agglomerates. At the final stage of production of fluxed agglomerates, calcium silicate bonds (melilitic composition) with low strength properties are formed in the composition of the finished product at the melt site. In accordance with the results of the present study, the physical and chemical processes of hardening of fluxed agglomerates using magmatic ores of different genesis it is suggested, when buying iron ore deposits, to pay attention not only to the content of iron oxides and silicon in the ores, but also on the structural features of crystals of magnetite itself. At the same time, there are a number of magmatic ore occurrences in which the magnetite crystals have a heterogeneous structure.

Keywords: sintering, mineralogy, iron ore, Kovdor deposit, magnetite crystals of heterogeneous structure, restoration, silicate bonds.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-713-719

REFERENCES

- 1. Tatarinov L.M. Usloviya obrazovaniya mestorozhdenii rudnykh i nerudnykh poleznykh iskopaemykh [Conditions for the formation of deposits of ore and non-metallic minerals]. Moscow: Gosgeotekhizdat, 1955, 280 p. (In Russ.).
- 2. Sinyakov V.I. *Osnovy teorii rudogeneza* [Fundamentals of the theory of ore genesis]. Leningrad: Nedra, 1987, 192 p. (In Russ.).
- **3.** Ovchinnikov L.N. *Obrazovanie rudnykh mestorozhdenii* [Formation of ore deposits]. Moscow: Nedra, 1988, 285 p. (In Russ.).
- 4. Rostovtsev S.T. In: *Teoriya i praktika metallurgii* [Theory and practice of metallurgy]. 1938, no. 6, pp. 3–9. (In Russ.).
- Ramm A.N. Theoretical bases of application of fluxed sinter in blast furnaces. In: *Trudy NTO ChM*. Vol. 8. Moscow: Metallurgizdat, 1956, pp. 44–64. (In Russ.).
- Luyken W. Die Vorbereitung des Hochofenmöllers einschließlich des Hochofenkokses. Berlin u. a., Springer-Verl., 1953. (Russ.ed.: Luyken W. Podgotovka syrykh materialov k domennoi plavke. Moscow: Metallurgizdat, 1959, 412 p.).
- 7. Parfenov A.M. *Osnovy aglomeratsii zheleznykh rud* [Basics of sintering of iron ores]. Moscow: Metallurgizdat, 1961, 320 p. (In Russ.).
- 8. Yakubtsiner N., Gorelik I. Manufacture of self-melting sinter from magnetite ore and smelting of cast iron from it. *Stal*[']. 1940, no. 5-6, pp. 1–3. (In Russ.).
- 9. Khokhlov D.G., Miller V.Ya. Theory and practice of production of fluxed sinter. *Stal*², 1955, no 6, pp. 488–497. (In Russ.).
- Babushkin N.M., Timofeev V.N. Experimental study of the carbon combustion in the layer of sintering charge. In: *Nauchn. tr. VNIIMT*. Moscow: Metallurgizdat, 1962, no 7, pp. 17–47. (In Russ.).
- **11.** Sigov A.A., Shurkhal V.A. *Aglomeratsionnyi protsess* [Sintering process]. Kiev: Tekhnika, 1969, 232 p.
- **12.** Malysheva T.Ya. *Petrografiya zhelezorudnogo aglomerata* [Petrography of iron ore sinter]. Moscow: Nauka, 1969, 168 p. (In Russ.).
- **13.** Malysheva T.Ya. *Zhelezorudnoe syr'e, uprochnenie pri termoobrabotke* [Iron ore raw materials, hardening at heat treatment]. Moscow: Nauka, 1988, 197 p. (In Russ.).

- Korotich V.I. Osnovy teorii i tekhnologii podgotovki syr 'ya k domennoi plavke [Fundamentals of the theory and technology of raw material preparation for blast furnace smelting]. Moscow: Metallurgiya, 1978, 210 p. (In Russ.).
- Korotich V.I., Frolov Yu.A., Bezdezhskii G.N. Aglomeratsiya rudnykh materialov [Sintering of ore materials]. Ekaterinburg: UGTU-UPI, 2003, 400 p. (In Russ.).
- Vegman E.F. Okuskovanie rud i kontsentratov [Sintering of ores and concentrates]. Moscow: Metallurgiya, 1968, 257 p. (In Russ.).
- 17. Bazilevich S.V., Vegman E.F. *Aglomeratsiya* [Sintering]. Moscow: Metallurgiya, 1967, 368 p. (In Russ.).
- **18.** Puzanov V.P., Kobelev V.A. *Strukturoobrazovanie iz melkikh materialov s uchastiem zhidkikh faz* [Structuration from small materials with the participation of liquid phases]. Ekaterinburg: UrO RAN, 2001, 633 p. (In Russ.).
- **19.** Malysheva T.Ya., Dolitskaya O.A. *Petrografiya i mineralogiya zhelezorudnogo syr'ya* [Petrography and mineralogy of iron ore raw materials]. Moscow: MISIS, 2004, 423 p. (In Russ.).
- Puzanov V.P., Kobelev V.A. Vvedenie v tekhnologiyu metallurgicheskogo strukturoobrazovaniya [Introduction to the technology of metallurgical structure formation]. Ekaterinburg: UrO RAN, 2005, 501 p. (In Russ.).
- Bowen N.L., Schaiser J.F., Posnjak E. The system CaO FeO SiO₂. Am. J. Sci, 5th Ser. 1933, vol. 26, pp. 193–284.
- Allen W.C., Snow R.B. The orthosilicate iron oxide portion of the system CaO – FeO – SiO₂. J. Am. Ceram. Soc. 1955, vol. 38, pp. 264–280.
- **23.** Kisin D.A., Litvinova T.I. Sintering of iron ores. *Stal*'. 1960, no 5, pp. 397–403. (In Russ.).
- Livshits B.A., Vasil'ev G.S. Composition of sinters. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy.* 1964, no 6, pp. 23-29. (In Russ.).
- Utkov V.A. Vysokooflyusovannyi aglomerat [Highly fluxed sinter]. Moscow: Metallurgiya, 1977, 155 p. (In Russ.).
- 26. Gaidukova V.S. Elektronnaya mikroskopiya dlya resheniya prakticheskikh geologo-mineralogicheskikh zadach [Electron microscopy for solving practical geological and mineralogical problems]. Moscow: Nedra, 1983, 225 p. (In Russ.).
- 27. Malysheva T.Ya., Pavlov R.M., Mansurova N.R., Detkova T.V. Effect of natural ore formation on mineral composition and cold strength of iron ore fluxed sinters. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2015, vol. 58, no 3, pp. 180–185. (In Russ.).
- 28. Pisarev S.A., Kurenkov D.S., Malysheva T.Ya. Behavior of magnetite ores of Kovdor deposit in sintering process. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2016, vol. 59, no 5, pp. 354–356. (In Russ.).

Information about the authors:

S.A. Pisarev, Postgraduate of the Chair "Energy-Efficient and Resource-Saving Industrial Technologies" (labbor408@mail.ru)

V.B. Gorbunov, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair "Energy-Efficient and Resource-Saving Industrial Technologies"

T.Ya. Malysheva, Cand. Sci. (Geol.-Mineralogical), Professor of the Chair "Energy-Efficient and Resource-Saving Industrial Technologies"

V.V. Korovushkin, Dr. Sci. (Geol.-Mineralogical), Professor of the Chair "Technology of Electronics Materials"

Received March 29, 2017

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 720 – 725. © 2017. Клименко А.В., Корягин А.В., Агабабов В.С.

УДК 621.515.1

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГЕНЕРАЦИИ СЖАТОГО ВОЗДУХА НА МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОМ ПРЕДПРИЯТИИ^{*}

Клименко А.В., академик РАН, д.т.н., главный научный сотрудник Корягин А.В., к.т.н., доцент кафедры тепломассообменных процессов и установок (korjaginav@yandex.ru) Агабабов В.С., д.т.н., профессор кафедры тепловых электрических станций (agababovvs@yandex.ru)

Национальный исследовательский университет «МЭИ» (Московский энергетический институт)

(111250, Россия, Москва, Красноказарменная ул., 14)

Аннотация. На крупных металлургических предприятиях сжатый воздух производится на ТЭЦ-ПВС - комбинированных электрических и паровоздуходувных станциях, вырабатывающих электроэнергию, тепло и сжатый воздух для нужд производства. Электроэнергия и тепло производятся на паротурбинных установках теплофикационного типа. Для сжатия воздуха, как правило, применяются одноступенчатые и двухступенчатые компрессоры с паротурбинным приводом. При использовании двухступенчатых компрессоров охлаждение воздуха для снижения энергетических затрат обычно применяется только перед второй ступенью. Для этого используются теплообменники, хладоносителем в которых является вода. Понижение температуры воды после теплообменников происходит в обычных градирнях атмосферным воздухом. В первую ступень компрессора воздух поступает с температурой окружающей среды. При использовании такой системы температура охлажденного воздуха перед ступенями компрессора зависит, прежде всего, от температуры окружающей среды, что достаточно часто не дает возможности снизить температуру воздуха перед ступенями компрессора до желаемых величин, особенно, в летнее время. В работе приводится схема установки на комбинированной паровоздуходувной и электрической станции металлургического предприятия, в которой дополнительно используется работающий в режиме холодильной машины абсорбционный термотрансформатор (АбТТ). Для привода АбТТ потребляется отборный пар энергетической турбины. В предложенной схеме АбТТ предназначен для понижения температуры воздуха на входе и в первую, и во вторую ступени компрессора. Проведена оценка термодинамической эффективности вновь разработанной схемы. В качестве критерия эффективности принят общий расход топлива на ТЭЦ-ПВС при прочих неизменных показателях. Предложены зависимости для определения изменения общего расхода топлива на выработку электроэнергии, тепла и сжатого воздуха в схеме с АбТТ по сравнению с исходной схемой. Проведенная оценка показала, что использование АбТТ позволяет при снижении температуры воздуха перед ступенями компрессора на 10 °C уменьшить суммарный расход условного топлива на 0,15 т у.т./ч.

Ключевые слова: совместное производство электроэнергии, тепла и сжатого воздуха, компрессор с приводной турбиной, охлаждение воздуха перед ступенями компрессора, абсорбционный термотрансформатор, уменьшение общего расхода топлива.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-720-725

Одним из широко применяемых произведенных энергоносителей является сжатый воздух. Он используется на многих предприятиях, в том числе и на металлургических заводах. Следует отметить, что производство сжатого воздуха – весьма энергозатратное мероприятие, на металлургических предприятиях на него уходит до 5 - 7% общего энергопотребления [1, 2].

На крупных металлургических предприятиях сжатый воздух производится на ТЭЦ-ПВС – комбинированных паровоздуходувных и электрических станциях, вырабатывающих электроэнергию, тепло и сжатый воздух для нужд производства. Электроэнергия и тепло производятся на паротурбинных установках теплофикационного типа. Для сжатия воздуха, как правило, применяются одноступенчатые и двухступенчатые компрессоры с паротурбинным приводом [3].

При использовании двухступенчатых компрессоров для снижения энергозатрат обычно применяется охлаждение воздуха перед второй ступенью. Для этого используются теплообменники, хладоносителем в которых является вода, понижение температуры которой происходит в обычных градирнях атмосферным воздухом. Очевидно, что температура охлажденного воздуха при использовании такой системы зависит, прежде всего, от температуры окружающей среды, что часто не дает возможности снизить температуру воздуха перед второй ступенью до желаемых величин, особенно, в летнее время.

Для снижения энергозатрат на производство сжатого воздуха на ТЭЦ-ПВС предлагается использовать термотрансформатор абсорбционного типа (АбТТ), работающий в режиме холодильной машины [4].Следует заметить, что термодинамические показатели работы абсорбционных термотрансформаторов глубоко иссле-

^{*} Статья подготовлена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ по государственному заданию в рамках конкурсного отбора научных проектов, выполняемых научными коллективами исследовательских центров и научных лабораторий образовательных организаций высшего образования. Заявка № 13.3233.2017/ПЧ

дованы [4 – 11] и достаточно широко применяются для генерации, в первую очередь, холода [12 – 14]. Их производство освоено промышленностью разных стран, в том числе и России [15, 16].

Возможная схема установки приведена на рисунке. Источником энергии для привода АбТТ 3 в данной схеме является пар одного из отборов системы регенерации 2 энергетической турбины 1. Существенным преимуществом предлагаемой схемы является ее независимость от параметров окружающей среды, что делает возможным охлаждение воздуха не только перед второй ступенью 7 компрессора в теплообменнике 5, но также и перед первой его ступенью 6 в теплообменнике 4. За счет этого увеличивается термодинамическая эффективность работы компрессора.

Очевидно, что при такой схеме установки расход топлива на приводную турбину за счет уменьшения мощности компрессора будет уменьшен, а расход топ-



Схема установки с двухступенчатым охлаждением воздуха в компрессоре с применением АбТТ:

1 – энергетическая турбина; 2 – подогреватели системы регенерации; 3 – АбТТ; 4, 5 – теплообменники - охладители воздуха перед первой и второй ступенями компрессора; 6, 7 – первая и вторая ступени компрессора; 8 – приводная турбина

Scheme of the unit of two-step air cooling in compressor with the use of AbTT:

 I – power turbine; 2 – cycle heaters/extraction heaters; 3 – AbTTabsorption thermotransformer; 4, 5 – heat exchangers – air-cooler before the first and second compressor stages; 6, 7 – first and second compressor stages; 8 – driven turbine лива на энергетическую турбину при отдаваемой потребителю неизменной электрической мощности должен быть увеличен. Очевидно, что эффект от использования предлагаемой схемы окажется положительным, если увеличение расхода топлива на энергетическую турбину окажется меньшим, чем уменьшение расхода топлива на приводную турбину.

Оценим изменения расходов топлива на приводную и энергетическую турбины.

Мощности одноступенчатого компрессора $N_{\rm k}$ и приводной турбины $N_{\rm np}$ могут быть определены из известных выражений:

$$N_{\kappa} = \frac{k}{k-1} RT_0 \left[\left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right] \frac{G_{\scriptscriptstyle B}}{\eta_{\scriptscriptstyle Oi}^{\kappa}}; \tag{1}$$

$$N_{\rm np} = D_{\rm np} H_{\rm np} \eta_{\rm M}, \qquad (2)$$

где P_1 , P_2 – давление воздуха на входе и выходе компрессора соответственно; R, k – газовая постоянная и показатель адиабаты воздуха соответственно; $G_{\rm B}$, T_0 – расход и температура воздуха на входе в компрессор соответственно; $\eta_{\rm oi}^{\kappa}$ – внутренний относительный КПД компрессора; $D_{\rm np}$, $H_{\rm np}$ – расход пара и действительный перепад энтальпий на приводной турбине соответственно; $\eta_{\rm w}$ – механический КПД привода.

Для упрощения при проведении анализа принято $N_{\rm k} = N_{\rm np}$, а также, что при малых отклонениях режимов работы турбин параметры пара в проточных частях турбин меняются незначительно и их изменениями можно пренебречь.

При снижении температуры воздуха, подаваемого в одноступенчатый компрессор, на ΔT_0 , требуемая мощность компрессора уменьшится на ΔN_{κ}

$$\Delta N_{\kappa} = \frac{k}{k-1} R \left[\left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right] \frac{G_{\scriptscriptstyle B} \Delta T_0}{\eta_{oi}^{\kappa}}.$$
 (3)

Комбинируя (1) и (3), получим:

$$\Delta N_{\kappa} = N_{\kappa} \frac{\Delta T_0}{T_0}.$$
 (4)

Уравнение (4) позволяет оценить изменение потребной мощности компрессора при изменении температуры воздуха на входе в него. Так, при изменении ΔT_0 на 10 К и изначальной температуре воздуха на входе в компрессор 293 К, изменение мощности одноступенчатого компрессора ΔN_{κ} составит 3,4 %. Такое снижение мощности при уменьшении температуры воздуха перед компрессором можно считать достаточно весомым.

Изменение расхода пара $\Delta D_{\rm np}$ на приводную турбину составит
$$\Delta D_{\rm np} = \frac{\Delta N_{\kappa}}{H_{\rm np} \eta_{\rm M}}.$$
 (5)

После несложных преобразований формул (4) и (5) может быть получено соотношение для $\Delta D_{\rm np}$ в виде

$$\frac{\Delta D_{\rm np}}{D_{\rm np}} = \frac{\Delta T_0}{T_0}.$$
 (6)

Изменение $\Delta B_{\rm np}$ расхода топлива на производство пара для приводной турбины, с учетом формулы (6), определяется выражением

$$\Delta B_{\rm np} = \frac{\Delta D_{\rm np} (h_{\rm cB,\Pi} - h_{\rm nB,\Pi})}{Q_{\rm H}^{\rm p} \eta_{\rm \delta p}^{\rm np}} = \frac{D_{\rm np} (h_{\rm cB,\Pi} - h_{\rm nB,\Pi})}{T_0 Q_{\rm H}^{\rm p} \eta_{\rm \delta p}^{\rm np}} T_0, \quad (7)$$

где $h_{\text{св. п}}$, $h_{\text{пв. n}}$ – энтальпия свежего пара и питательной воды котла, подающего пар на приводную турбину; $Q_{\text{н}}^{\text{p}}$ – низшая теплотворная способность топлива; $\eta_{\text{бр}}^{\text{np}}$ – КПД котла, подающего пар на приводную турбину.

Определим изменение расхода топлива на энергетическую турбину.

Количество теплоты Q_r , необходимое для выработки тепла на АбТТ, может быть получено из выражения

$$Q_{\rm T} = G_{\rm B} c_P \frac{\Delta T_0}{\eta_{\rm AGTT}},\tag{8}$$

где c_p – теплоемкость воздуха, h_{AGTT} – холодильный коэффициент АбТТ.

Расход пара на АбТТ равен

$$D_{\rm orf} = \frac{Q_{\rm T}}{h_{\rm orf} - h_{\rm K}},\tag{8}$$

где $h_{\rm or6}, h_{\rm k}$ – энтальпии отборного пара и его конденсата соответственно.

Для компенсации недовыработки мощности из-за отбора пара необходимо увеличить расход пара на турбину $\Delta D_{\rm T}$

$$\Delta D_{\rm T} = \frac{D_{\rm or6}(h_{\rm or6} - h_{\kappa}^{\rm s})}{H_{\rm s}},\tag{10}$$

где $H_{_{9}}$ – действительный перепад энтальпии на энергетической турбине; $h_{_{\rm K}}^{_9}$ – энтальпия пара в конденсаторе турбины.

Дополнительный расход топлива $\Delta B_{\scriptscriptstyle 9}$ при этом составит

$$\Delta B_{3} = \frac{\Delta D_{\rm r} (h_{\rm cB} - h_{\rm \Pi B})}{Q_{\rm H}^{\rm p} \eta_{\rm \delta p}^{\rm 3}},\tag{11}$$

где $h_{_{CB}}$, $h_{_{\Pi B}}$ – энтальпии свежего пара и питательной воды соответственно; $\eta_{\delta p}^{_{9}}$ – КПД брутто котла, подающего пар на энергетическую турбину.

Общее изменение ΔB расхода топлива определяется из выражения

$$\Delta B = \Delta B_{\rm np} - \Delta B_{\rm g}. \tag{12}$$

Общее изменение расхода топлива при охлаждении перед одноступенчатым компрессором равно

$$\Delta B_{1} = \frac{G_{\rm B}c_{P}\Delta T_{0}}{Q_{\rm H}^{\rm p}} \left\{ \left[\left(\frac{P_{2}}{P_{1}} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right] \times \frac{h_{\rm cB,\Pi} - h_{\Pi B,\Pi}}{\eta_{\rm oi}^{\rm \kappa} H_{\rm np} \eta_{\rm 6p}^{\rm mp}} - \frac{(h_{\rm or6} - h_{\rm \kappa}^{\rm s})(h_{\rm cB} - h_{\Pi B})}{\eta_{\rm A6TT}(h_{\rm or6} - h_{\rm \kappa})H_{\rm s}\eta_{\rm 6p}^{\rm s}} \right\}.$$
(13)

Из формулы (13) видно, что уменьшение расхода топлива тем больше, чем выше требуемое давление сжатого воздуха. Кроме того, уменьшение расхода топлива становится больше при использовании приводных турбин с низкими параметрами свежего пара (величина *н*

 $\frac{H_{\rm np}}{h_{{\rm cs.n}} - h_{{\rm ns.n}}}$ – это практически термический КПД цикла)

и отборе пара из турбины с высокими параметрами свежего пара (по той же причине). Выигрыш также тем больше, чем меньше давление пара в отборе на АбТТ. Важно также отметить, что абсолютное значение экономии топлива пропорционально величине снижения температуры воздуха и его расходу.

Для компрессора с двумя ступенями охлаждения формула для определения экономии топлива ΔB_2 при использовании предлагаемой схемы имеет вид:

$$\Delta B_{2} = \frac{G_{\rm B}c_{P}\left(\Delta T_{0}^{1\rm cr} + \Delta T_{0}^{2\rm cr}\right)}{Q_{\rm H}^{\rm p}} \left\{ \left[\left(\frac{P_{2}}{P_{1}}\right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right] \times \frac{h_{\rm cB,\Pi} - h_{\rm mB,\Pi}}{H_{\rm np}\eta_{\rm 6p}^{\rm np}} - \frac{(h_{\rm or6} - h_{\rm \kappa}^{3})(h_{\rm cB} - h_{\rm mB})}{\eta_{\rm A6TT}(h_{\rm or6} - h_{\rm \kappa})H_{\rm s}\eta_{\rm 6p}^{3}} \right\},$$
(14)

где ΔT_0^{1cr} , ΔT_0^{2cr} – снижение температуры воздуха перед первой и второй ступенями компрессора соответственно.

Для оценки эффективности предложенной схемы и адекватности полученной формулы были проведены расчеты при следующих условиях. В качестве энергетической турбины была принята турбина Т-50/60-8,8, воздух сжимался двухступенчатым компрессором К 5500-42-1с приводной турбиной К-19-3,4 [3]. Холодильный коэффициент АбТТ был принят равным 0,75, КПД котлов – 0,9. Расходы топлива: для обеспечения работы энергетической турбины – 15 т у.т./ч, приводной турбины – 8,75 т у.т./ч. Температура воздуха перед первой и второй ступенями компрессора снижается (по сравнению с расчетными температурами для выбранного в примере расчета компрессора) суммарно на 20 °C.

При расчете по формуле (14) снижение потребления топлива составило 0,150 т у.т./ч. Расчет работы турбин по точным моделям [17], требующим наличия достаточно дорогого программного обеспечения и значительно большего объема необходимой для проведения расчетов исходной информации, дал следующие результаты: на энергетической турбине увеличение расхода топлива составило 0,100 т у.т./ч (0,67 %), снижение расхода топлива на приводной турбине – 0,286 т у.т./ч (3,2 %). Общее уменьшение расхода топлива составило 0,186 т у.т./ч. Сравнение результатов расчета позволяет утверждать, что полученная формула дает вполне удовлетворительную оценку возможной экономии топлива.

Для оценки экономической эффективности предлагаемой схемы на металлургическом предприятии при выплавке 10 млн т стали в год были приняты следующие дополнительные условия расчета: плотность воздуха (при 20 °C) 1,205 кг/м³; производительность компрессора К-5500-42-1 [3] 4350 м³/мин = 314,4 т воздуха/ч; в теплое время года (5 месяцев – май-сентябрь) [18] воздух охлаждается на 5 °C (с 20 до 15 °C) перед первой ступенью компрессора и на 15 °C (с 30 до 15 °C) перед второй ступенью; в холодное время воздух охлаждается только перед второй ступенью на 10 °C.

При этом экономия топлива на 1 т воздуха составит: 0,150 т у.т./ч/314,4 т воздуха/ч=0,48 кг у.т./т воздуха. Согласно данным, приведенным в работе [19], на выплавку 1 т стали требуется 4 т воздуха. Тогда экономия топлива на 1 т стали в теплое время года составит: 0,48 кг у.т./т воздуха × 4 т воздуха/т стали = 1,92 кг у.т./т стали. При принятых условиях расчета экономия топлива в холодное время составит 0,96 кг у.т./т стали. При этом среднегодовое снижение расхода топлива будет равно $5/12 \cdot 1,92 + 7/12 \cdot 0,96 = 1,36$ кг у.т./т стали.

При выплавке 10 млн т экономия топлива будет равна 13,6 тыс. т у.т. При использовании в качестве топлива, например, угля марки Д с теплотворной способностью 21 771 кДж/кг и ценой 2500 руб/т [19], снижение финансовых затрат составит (29 307/21 771)·13 600·2500 = 45,8 млн руб/год.

При определенных мощностях энергетической турбины в предлагаемой схеме АбТТ может использоваться не только для охлаждения воздуха перед ступенями компрессора, но и для организации централизованного хладоснабжения иных, внешних потребителей. При этом будет генерироваться более трех видов произведенных энергоносителей. Это позволяет квалифицировать такую установку как мультигенерационную, в отличие от тригенерационных [20], к которым относят установки, производящие три вида энергоносителей. Кроме того следует учитывать, что АбТТ может работать не только в режиме холодильной машины, но и в смешанном режиме с производством и холода, и тепла [4]. Такое использование АбТТ позволит еще больше увеличить термодинамическую, а также и экономическую эффективность предлагаемой схемы.

Несомненно, что окончательное решение вопроса об использовании предлагаемой схемы должно приниматься на основе расчета технико-экономических показателей. Однако рассмотрение таких показателей остается за рамками данной статьи и предполагается при выполнении дальнейших исследований применительно к различным возможным условиям эксплуатации.

Выводы. Предложена схема, позволяющая сократить потребление топлива при производстве сжатого воздуха на ТЭЦ-ПВС – комбинированных паровоздуходувных и электрических станциях металлургических предприятий.

Получены зависимости, позволяющие оценить снижение суммарного расхода топлива при использовании предлагаемой схемы при получении электроэнергии, тепла и сжатого воздуха на ТЭЦ-ПВС.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Системы воздухоснабжения промышленных предприятий / Н.В. Калинин, И.А. Кабанова, В.А. Галковский, В.М. Костюченко. – Смоленск: Смоленский филиал МЭИ (ТУ), 2005. – 122 с.
- Демин Ю.К., Слепова И.О., Картавцев С.В. Энергосбережение при производстве сжатого воздуха для металлургической промышленности // Тр. VII Междунар. науч.-практич. конф., посвященной 150-летию великого русского металлурга В.Е. Грум-Гржимайло «Энергосберегающие технологии в промышленности. Печные агрегаты. Экология». – М.: МИСиС, 2014. С. 168 – 173.
- Каталог. Компрессорные машины и турбины АООТ «Невский завод». – М.: ЦНИИТЭИтяжмаш, 2000. – 160 с.
- Холодильные машины: Учебник для студентов вузов / А.В. Бараненко, Н.Н. Бухарин, В.И. Пекарев и др. / Под общ. ред. Л.С. Тимофеевского. – СПб.: Политехника, 1997. – 992 с.
- Попель О.С., Фрид С.Е., Шаронов С.С. Анализ работы солнечной адсорбционной холодильной установки периодического действия // Теплоэнергетика. 2007. № 8. С. 24 29.
- Попель О.С., Фрид С.Е., Аристов Ю.И. Энергетические показатели солнечного адсорбционного холодильника. Оптимальная температура регенерации // Альтернативная энергетика и экология. 2007. № 10. С. 42 – 50.
- Калнинь И.М. Энергоэффективность и экологическая безопасность холодильных систем // Холодильная техника. 2008. № 3. С. 12 – 14.
- Новая генерация. Абсорбционные холодильные машины – АБХМ [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www. manbw.ru/analitycs/absorbtion_chillers_absorptive_refrigerators-АВНМ.html (дата обращения: 12.08.2014).
- ЭСКО Энергетика и промышленность. Преимущества АБХМ перед «обычными» парокомпрессионными чиллерами, потребляющими электроэнергию в большом объеме [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://journal.esco.co.ua/industry/2013_9/ art307.html.(дата обращения: 04.09.2014).
- Пятый сезон. Абсорбционные холодильные машины (АБХМ) SAKURA [Электронный ресурс]. Режим доступа: http:// www.5season.ru/absorption-chillers-abkhm-sakura/ (дата обращения: 04.09.2014).
- Позитивный климат. Абсорбционные бромисто-литиевые холодильные машины (АБХМ) Shuangliang [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.aircool-climate.com/index. php?name=Dahaci (дата обращения: 04.09.2014).

- Chillers.ru. ЗАО «Остров». Дворец спорта «Арена-Мытищи» [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.chillers.ru/ equipm/installation/ostrov/index.php (дата обращения 12.08.2014).
- Компания «Фабрика холода». Типы промышленных холодильников [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.fbh.ru/ tipi promishlennih holodlnikov (дата обращения 12.08.2014).
- 14. Алейникова А.А. Абсорбционные холодильные машины BROAD в системе тригенерации // Вестник Белнефтехима. 2009. № 17. С. 21.
- Thermax. О бренде. [Электронный ресурс]. Режим доступа: http:// abxm-thermax.ru/home/thermax-abxm (дата обращения: 04.09.2014).
- Холодильная индустрия. Обзор холодильного рынка в России [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.holodcatalog. ru/entsiklopedii/obzory-i-analitika/obzor-kholodilnogo-rynka-vrossii/ (дата обращения 07.10.2014).

- Вульман Ф.А., Корягин А.В., Кривошей М.Э. Математическое моделирование тепловых схем паротурбинных установок на ЭВМ. – М.: Машиностроение, 1985. – 112 с.
- **18.** СНиП 23-01-99 «Строительная климатология (Актуализированная редакция)».
- 19. Демин Ю.К., Хасанова Р.В., Нешпоренко Е.Г., Картавцев С.В. Совершенствование системы промежуточного охлаждения сжимаемого газа в системе снабжения техническими газами металлургического производства // Электротехнические системы и комплексы. 2017. № 1(34). С. 37 – 43.
- 20. Клименко А.В., Агабабов В.С., Ильина И.П. и др. Схемы тригенерационных установок для централизованного энергоснабжения // Теплоэнергетика. 2016. № 6. С. 1 – 9.

Поступила 30 июля 2017 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 720–725.

IMPROVING THE EFFICIENCY OF GENERATING COMPRESSED AIR AT METALLURGICAL PLANT

A.V. Klimenko, A.V. Koryagin, V.S. Agababov

Moscow Power Engineering Institute (MPEI), Moscow, Russia

- Abstract. At large-scale iron and steel enterprises compressed air is generated at CHP (combined heat and power plant) - blowing house, that generates heat and compressed air to the needs of industry. Electricity and heat are generated at steam turbine plants (STP, cogeneration units). As a general thing a single-stage compressors and compounded steam turbine driven compressors are used to compress air. If using compounded compressors air cooling is conducted only before the second stage to reduce energy costs/consumption. In order to get that done heat exchangers are used and water is a cooling medium/heat-transfer fluid. Water temperature is reduced with the help of atmospheric air after heat exchangers in cooling towers. Decrease of temperature after heat exchangers is conducted in cooling tower by atmospheric air. Air of environment temperature goes to the compressor first stage. Putting to use this system, the temperature of cooled air before compressor stages depends mainly on environment temperature not to give an opportunity to decrease air temperature before compressor stages to required/ desired values, particularly in summer. In this paper there is a power cycle at CHP (combined heat and power plant) - blowing house of iron and steel enterprise, where in addition absorption thermotransformer as refrigerating machine has been used (AbTT). Extraction steam of power turbine is used to drive AbTT. In this power cycle AbTT is used to decrease air temperature in the inlet of the first and second compressor stages. Thermodynamic effectiveness of the newly developed system has been performed. Total fuel consumption at CHP (combined heat and power plant) - blowing house has been taken as a performance criterion with all else being equal. Functional connections to determine the change of total fuel consumption for power, heat generation and compressed air with AbTT in compare with the original one are presented. This estimation has presented that the use of AbTT gives the possibility to reduce air temperature before compressor stages by 10 °C and total overall fuel consumption in terms of reference fuel by 0.15 ton of reference fuel/h.
- *Keywords*: joint production of electricity, heat and compressed air, compressor driven by a turbine, cooling air towards the compressor stages, absorption thermotransformers, reducing overall fuel consumption.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-720-725

REFERENCES

1. Kalinin N.V., Kabanova I.A., Galkovskii V.A., Kostyuchenko V.M. Sistemy vozdukhosnabzheniya promyshlennykh predpriyatii [Air supply system in industry]. Smolensk: Smolenskii filial MEI (TU), 2005, 122 p. (In Russ.).

- Demin Yu.K., Slepova I.O., Kartavtsev S.V. Energy-efficiency measures in compressed air production for metal industry. In: *Trudy VII mezhdunarodnoi nauchno-prakticheskoi konferentsii, posvya-shchennoi 150-letiyu velikogo russkogo metallurga V.E. Grum-Grzhimailo "Energosberegayushchie tekhnologii v promyshlennosti. Pechnye agregaty. Ekologiya"* [Academic conference paper of the 7th Int. Academic Conference marking the 150th Anniversary of great Russian metallurgist Groom-Grzimailo birth "Energy saving solution in industry, furnace units, ecology"]. Moscow: MISiS, 2014, pp. 168–173. (In Russ.).
- 3. Katalog. Kompressornye mashiny i turbiny AOOT "Nevskii zavod" [Catalogue. Compressor machines and turbines of OJSC "Nevskii zavod"]. Moscow: TsNIITEItyazhmash, 2000, 160 p. (In Russ.).
- Baranenko A.V., Bukharin N.N., Pekarev V.I., Sakun I.A., Timofeevskii L.S. *Kholodil'nye mashiny: uchebnik dlya studentov vuzov* [Refrigerating machines: Textbook for universities].Timofeevskii L.S. ed. St. Petersburg: Politekhnika, 1997, 992 p. (In Russ.).
- 5. Popel' O.S., Frid S.E., Sharonov S.S. An analysis of the operation of a solar adsorption periodic-duty refrigerating plant. *Thermal Engineering*. 2007, vol. 54, no. 8, pp. 614–619.
- 6. Popel' O.S., Frid S.E., Aristov Yu.I. Energy data of absorption solar refrigerator. Optimal reactivation temperature. *Al'ternativnaya energetika i ekologiya*. 2007, no. 10, pp. 42–50. (In Russ.).
- Kalnin' I.M. Energy efficiency and environmental safety of refrigeration systems. *Kholodil'naya tekhnika*. 2008, no. 3, pp. 12–14. (In Russ.).
- Novaya generatsiya. Absorbtsionnye kholodil'nye mashiny ABKhM [Absorption refrigerating machines – AbRM]. Electronic resource. Available at URL: http://www.manbw.ru/analitycs/absorbtion_chillers_absorptive_refrigerators-ABHM.html (Accessed: 12.08.2014). (In Russ.).
- ESKO Energetika i promyshlennost'. Preimushchestva ABKhM pered "obychnymi" parokompressionnymi chillerami, potreblyayushchimi elektroenergiyu v bol'shom ob"eme [ESKO power engineering and industry. Advantages of absorption refrigerating machines over conventional vapor compression refrigerating machines with electric energy input]. Electronic resource. Available at URL: http://journal.esco.co.ua/industry/2013_9/art307.html. (Accessed: 04.09.2014). (In Russ.).
- Pyatyi sezon. Absorbtsionnye kholodil'nye mashiny (ABKhM) SAKURA [The 5th season. Absorption refrigerating machines (AbRM) SAKURA]. Electronic resource. Available at URL: http:// www.5season.ru/absorption-chillers-abkhm-sakura/ (Accessed: 04.09.2014). (In Russ.).

- Pozitivnyi klimat. Absorbtsionnye bromisto-litievye kholodil'nye mashiny (ABKhM) Shuangliang [Positive climate. Absorption lithium bromide refrigerating machines (AbRM) Shuangliang]. Electronic resource. Available at URL: http://www.aircool-climate.com/ index.php?name=Dahaci (Accessed: 04.09.2014). (In Russ.).
- Chillers.ru. ZAO "Ostrov". Dvorets sporta "Arena-Mytishchi" [Chillers.ru. ZAO Ostrov. The palace of sports Arena- Mytishchi]. Electronic resource. Available at URL: http://www.chillers.ru/ equipm/installation/ostrov/index.php (Accessed: 12.08.2014). (In Russ.).
- **13.** Kompaniya "Fabrika kholoda". Tipy promyshlennykh kholodil'nikov [Types of industrial cold-storage plants]. Electronic resource. Available at URL: http://www.fbh.ru/tipi_promishlennih_holodlnikov (Accessed: 12.08.2014). (In Russ.).
- 14. Aleinikova A.A. Absorption refrigerating machines BROAD in trigeneration. *Vestnik Belneftekhima*. 2009, no. 17, p. 21. (In Russ.).
- **15.** *Thermax. O brende* [THERMAX]. Electronic resource. Available at URL: http://abxm-thermax.ru/home/thermax-abxm (Accessed: 04.09.2014) (In Russ.).
- Kholodil'naya industriya. Obzor kholodil'nogo rynka v Rossii [Refrigeration. Market review of refrigerating in Russia]. Electronic resource. Available at URL: http://www.holodcatalog.ru/entsiklopedii/obzory-i-analitika/obzor-kholodilnogo-rynka-v-rossii/ (Accessed: 07.10.2014). (In Russ.).
- Vul'man F.A., Koryagin A.V., Krivoshei M.E. Matematicheskoe modelirovanie teplovykh skhem paroturbinnykh ustanovok na EVM [Mathematic simulation of cycle arrangement of steam turbine plant]. Moscow: Mashinostroenie, 1985, 112 p. (In Russ.).

- SNIP 23-01-99 "Stroitel'naya klimatologiya (Aktualizirovannaya redaktsiya)" [SNIP (Construction rules and regulations) 23-01-99 "Construction climatology (Revised edition)"]. (In Russ.).
- Demin Yu.K., Khasanova R.V., Neshporenko E.G., Kartavtsev S.V. Development of interstage refrigeration system of compressible gas in the industrial gas supply of steelmaking industry. *Elektrotekh*nicheskie sistemy i kompleksy. 2017, no. 1(34), pp. 37–43. (In Russ.).
- Klimenko A.V., Agababov V.S., Il'ina I.P., Rozhnatovskii V.D., Burmakina A.V. Layouts of trigeneration plants for centralized power supply. *Thermal Engineering*. 2016, vol. 63, no. 6, pp. 614–621.
- *Acknowledgements*. The article was financially supported by the Ministry of Education and Science of the Russian Federation on the state task within the framework of competitive selection of scientific projects carried out by scientific teams of research centers and scientific laboratories of higher educational institutions. Application no. 13.3233.2017/ IF.

Information about the authors:

A.V. Klimenko, Academician of the Russian Academy of Sciences, Dr. Sci. (Eng.), Chief Researcher (klimenkoav@bk.ru)

A.V. Koryagin, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair of Heat and Mass Transfer Processes and Units (korjaginav@yandex.ru) V.S. Agababov, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair of Thermal Power Plants (agababovvs@yandex.ru)

Received July 30, 2017

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 726 – 731. © 2017. Шпиганович А.А., Федоров О.В., Пушница К.А., Чуркина Е.В.

УДК 669.184:621.3.06

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОММУТАЦИОННЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В СИСТЕМАХ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРОИЗВОДСТВ

Шпиганович А.А.¹, д. т. н., профессор кафедры электрооборудования (kaf-eo@stu.lipetsk.ru) Федоров О.В.², д. т. н., профессор кафедры управления инновационной деятельностью (fov52@mail.ru)

Пушница К.А.¹, к. т. н., доцент кафедры электрооборудования (kostpa@mail.ru) **Чуркина Е.В.¹**, старший преподаватель кафедры электрооборудования (ekas2534@yandex.ru)

> ¹ Липецкий государственный технический университет (398600, Россия, Липецк, ул. Московская, 30)
> ² Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева (603950, Россия, Нижний Новгород, ул. Минина, 24)

Аннотация. В работе отмечается, что развитие промышленности будет осуществляться в рамках государственной программы, согласно которой предусматривается развитие промышленных предприятий, в том числе предприятий металлургического цикла. Такие предприятия представляют собой комплексные хозяйства и объединения различного масштаба, продукция которых имеет важное стратегическое значение. Для надежного функционирования металлургических предприятий требуется адекватная система электроснабжения, обладающая высокой энергоэффективностью и минимально возможной энергоемкостью. Большинство приемников металлургических производств относятся к первой категории надежности электроснабжения, что предъявляет высокие требования к их системам электроснабжения. Рассмотрены системы электроснабжения металлургических предприятий. Показано, что на систему электроснабжения могут воздействовать различные негативные факторы, в том числе коммутационные перенапряжения. Такие перенапряжения могут иметь высокочастотный характер и возникают при срабатывании вакуумных выключателей. Их появление обусловлено механизмом гашения дуги в вакууме (повторные зажигания дуги, срез тока, эскалация напряжения). Перенапряжения снижают уровень надежности систем электроснабжения, что может привести к длительному отключению ответственных потребителей. Наиболее уязвимыми к перенапряжениям элементами систем электроснабжения являются электродвигатели, изоляция которых обладает наименьшим запасом электрической прочности. Типовые средства защиты (разрядники, нелинейные ограничители перенапряжений, искровые промежутки) малоэффективны для ограничения перенапряжений, имеющих высокочастотный характер. Для ограничения перенапряжений подобного рода все большее применение находят защитные RC-цепочки. Однако их применение должно сопровождаться достаточно точным моделированием, так как неправильный выбор их параметров может привести в некоторых случаях даже к ухудшению процесса коммутации. Все это обуславливает важность задачи выбора оптимальных параметров защитных RC-цепочек и схем их соединения. Выявлена типовая схема электропитания и проведено моделирование коммутационных перенапряжений, возникающих в подобной схеме. Для построения модели фрагмента системы электроснабжения применялся пакет Mathlab. При создании модели использовались как уже известные положения, так и впервые предложенные авторами, что обеспечило модели большую точность. Полученные результаты представлены в виде осциллограмм и осуществлено сравнение экспериментальных и расчетных данных. Относительная погрешность результатов составила менее 5 %. Даны рекомендации по построению рациональных систем электроснабжения металлургических предприятий, позволяющие снизить негативные возмущения, действующие на такие системы.

Ключевые слова: металлургические предприятия, система электроснабжения, моделирование, коммутационные перенапряжения, асинхронный электродвигатель, вакуумный выключатель, RC-цепочки.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-726-731

В соответствии с государственной программой РФ [1] в ближайшие годы предусматривается «создание в Российской Федерации конкурентоспособной, устойчивой, структурно-сбалансированной промышленности (в структуре отраслей, относящихся к предмету Программы), способной к эффективному саморазвитию на основе интеграции в мировую технологическую среду, разработки и применения передовых промышленных технологий, нацеленной на формирование и освоение новых рынков инновационной продукции, эффективно решающей задачи обеспечения экономического развития и обороноспособности страны». Одно из ведущих мест в промышленности занимают предприятия металлургического цикла, продукция которых имеет важное стратегическое значение [2]. Металлургические предприятия представляют собой комплексные хозяйства и объединения различного масштаба, которые в свою очередь могут состоять из более мелких структурных подразделений (производство, цех, участок, крупный технологический агрегат, пусковой комплекс) [3 – 5]. Для обеспечения функционирования такого предприятия требуется адекватная система электроснабжения, которая должна удовлетворять требованиям повышения энергоэффективности и снижения энергоемкости [6].

Система электроснабжения металлургического предприятия состоит из источников питания и линий электропередачи, осуществляющих подачу электроэнергии к предприятию, понизительных, распределительных и преобразовательных подстанций и связывающих их кабельных и воздушных линий, а также токопроводов, обеспечивающих подвод электроэнергии к ее потребителям на требуемом напряжении [7, 8]. Для бесперебойного функционирования предприятия требуется надежная система электроснабжения, устойчивая к различным видам возмущений. Такие возмущения оказывают отрицательное воздействие на систему электроснабжения и могут привести к длительному отключению ответственных потребителей [9-13].

По степени надежности электроснабжения большинство приемников металлургических производств по классификации ПУЭ относится к первой категории, за исключением тех, которые составляют «особую группу» первой категории. Для этих приемников предусмотрен третий независимый источник питания, назначение которого – безаварийный останов производства [14 – 16].

В системах электроснабжения металлургических производств имеется значительное количество высоковольтных электродвигателей и трансформаторов, коммутируемых различными типами выключателей, в том числе вакуумными. При отключении вакуумными выключателями электродвигательных присоединений вероятны значительные перенапряжения, вызванные срезом тока и эскалацией напряжения. В результате срабатывания вакуумных выключателей возможно явление многократных повторных зажиганий дуги, что приводит к возникновению перенапряжений, имеющих высокочастотный характер. Коммутационные перенапряжения оказывают существенное влияние на работу оборудования, особенно на электродвигатели, изоляция которых по сравнению с другим электрооборудованием обладает наименьшим запасом электрической прочности. На сегодняшний день отсутствуют эффективные меры гашения подобных коммутационных перенапряжений. Разрядники, нелинейные ограничители перенапряжений (ОПН), искровые промежутки как средство защиты от высокочастотных перенапряжений малоэффективны. Вызвано это резким подъемом их вольт-секундных характеристик при предразрядных временах менее 1 мкс. Для защиты от перенапряжений, имеющих высокочастотный характер, все большее применение находят защитные RC-цепочки. Однако их применение должно сопровождаться достаточно точным моделированием, так как неправильный выбор параметров RC-цепочек в определенных случаях может привести, например, к ухудшению процесса коммутации. Выбор параметров RC-цепочек и оптимальных схем их соединения представляет собой важную техническую задачу.

Исследование коммутационных перенапряжений проведем на примере кислородно-конвертерного про-

изводства. Основными электроприемниками кислородно-конвертерного производства являются асинхронные двигатели и нагрузки, запитываемые через комплектные трансформаторные подстанции. Типовая схема электроснабжения с использованием промежуточных распределительных подстанций состоит из трансформатора – линии – распределительной подстанции – линии – приемника, где в качестве приемника выступает асинхронный двигатель или нагрузка, питаемая от комплектной трансформаторной подстанции. Поскольку асинхронный двигатель обладает значительно меньшим запасом электрической прочности изоляции, чем трансформатор, то в дальнейшем именно он выступает в качестве исследуемого объекта. Для построения модели фрагмента системы электроснабжения использовался пакет Matlab. Общий вид исследуемой схемы приведен на рис. 1.

При моделировании вакуумного выключателя принимались следующие положения:

 – электрическая прочность межконтактного промежутка описывается линейной зависимостью и по данным работы [17] составляет 20 – 80 кВ/мс;

– рост электрической прочности до предельного значения имеет место в течение 6 мс при скорости движения контактов 1 мм/мс [17];

– первое прерывание тока является возможным при мгновенном значении тока не более i_{cp} (ток среза, который зависит от материала контактов, для современных выключателей имеет значение 2 – 5 A [17]);

– при возникновении первого и последующих пробоев межконтактного промежутка является возможным гашение высокочастотного тока при его переходе через «нуль» со скоростью не выше заданной (в пределах $50 \le \partial i/\partial t \le 150$ А/мкс [17, 18]);

- сопротивление дуги моделировалось резистором.

Для оценки адекватности разработанной модели были использованы экспериментальные данные, представленные в работе [19]. Они получены при отключении двигателя мощностью P = 2000 кВт, подключенного кабельной линией длиной 550 м. Скорость восстановления диэлектрической прочности межконтактного промежутка составила 46,3 кВ/мс. Ток среза принимался равным 5 А. Скорость гашения высокочастотного тока определялась путем варьирования $\partial i/\partial t = 135$ А/мкс, что попадает в диапазон $50 \le \partial i/\partial t \le 150$ А/мкс [17, 18]. Осциллограммы напряжений для фаз «*A*», «*B*», «*C*», полученные на модели, представлены на рис. 2, а экспериментальные зависимости – на рис. 3.

Напряжение фазы «*B*» по результатам эксперимента составило 3,0 $U_{\phi M}$, т. е. 25,72 кВ, а по осциллограмме, полученной на модели, оно равно 26,98 кВ. Относительная погрешность результатов составила менее 5 %.

На разработанной модели было проведено исследование влияния параметров коммутируемого присоединения (длина линии, мощность электродвигателя) и других факторов на процесс перенапряжений, опреде-







Рис. 2. Осциллограммы напряжений в точке подключения, расположенной после выключателя, полученные на модели



Fig. 2. Oscillograms of voltages in the connection point located after the circuit breaker, received by the model

Рис. 3. Экспериментальные осциллограммы напряжений в точке подключения, расположенной после выключателя

Fig. 3. Experimental oscillograms of voltages in the connection point located after the circuit breaker

лены оптимальные характеристики защитной схемы, предложенной в работе [20].

Использование полученных результатов позволяет повысить надежность электроснабжения металлургических предприятий посредством снижения негативного действия коммутационных перенапряжений.

Выводы. При отключении электродвигательных присоединений вакуумными выключателями возникают значительные перенапряжения, связанные с механизмом гашения дуги. Как показывают экспериментальные данные и результаты моделирования, такие перенапряжения могут достигать трехкратного значения фазного напряжения, даже с использованием ОПН.

Моделирование доказывает, что типовые средства защиты малоэффективны от перенапряжений, имеющих высокочастотный характер, что связано с резким подъемом их вольт-секундных характеристик.

Из полученных данных видно, что в пределах остающегося напряжения защитного аппарата возникают перенапряжения, имеющие крутой фронт импульса, что может быть опасно для межвитковой изоляции электродвигателей.

В качестве защиты от высокочастотных перенапряжений предлагается использовать RC-цепочки, определяя их оптимальные параметры и схемы соединения с помощью предложенной авторами модели, что позволит уменьшить негативное воздействие коммутационных перенапряжений на системы электроснабжения металлургических производств.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Российская Федерация. Правительство. Об утверждении государственной программы Российской Федерации «Развитие промышленности и повышение ее конкурентоспособности» [Постановление Правительства РФ от 15 апреля 2014 г. № 328] // Собрание законодательства РФ. 05.05.2014. № 18 (часть IV). Ст. 2173.
- Леушина Л.И., Кошелев О.С., Леушин И.О. Повышение энергоэффективности стального литья по выплавляемым моделям // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 5. С. 3 – 6.
- Справочник по проектированию электроснабжения / Под ред. В.И. Круповича, Ю.Г. Барыбина, М.Л. Самовера. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергия, 1980. – 456 с.
- Шпиганович А.Н., Захаров К.Д.. Внутризаводское электроснабжение и режимы: Учебник. – Липецк: ЛГТУ, 2007. – 742 с.
- Шпиганович А.Н., Шпиганович А.А. Безотказность систем. – Липецк: ЛГТУ, 2016. – 344 с.

- Российская Федерация. Правительство. Об утверждении энергетической стратегии России на период до 2030 года [Распоряжение Правительства РФ от 13.11.2009 № 1715-р] // Собрание законодательства РФ. 30.11.2009. № 48. Ст. 5836.
- Справочник по проектированию электроснабжения / Под ред. Ю.Г. Барыбина, Л.Е. Федорова, М.Г. Зименкова, А.Г. Смирнова. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 576 с.
- Шпиганович А.Н., Гамазин С.И., Калинин В.Ф. Электроснабжение: Учеб. пособие. – Елец: ЕГУ им. И.А. Бунина, – Липецк: ЛГТУ, 2005. – 90 с.
- 9. Зацепин Е.П. Несимметричные режимы систем электроснабжения электросталеплавильных производств // Вести высших учебных заведений Черноземья. 2012. № 1. С. 18 – 22.
- Зацепина В.И., Зацепин Е.П., Шпиганович А.А. Минимизация провалов напряжения при совместной работе группы дуговых сталеплавильных печей // Промышленная энергетика. 2009. № 1. С. 22 – 24.
- Зацепина В.И., Зацепин Е.П. Статистический анализ искажений напряжения в системах передачи, распределения и потребления электрической энергии // Вести высших учебных заведений Черноземья. 2011. № 3. С. 24 – 28.
- Zatsepin E.P., Galkin A.V. Electromagnetic-field distribution in a refined-slag layer in ladle–furnace units // Steel in Translation. 2015. No. 7. P. 473 – 477.
- Федоров О.В., Немцев А.Г. Влияние электротехнических комплексов с несинусоидальной характеристикой на систему электроснабжения // Вестник Чувашского университета. 2012. № 3. С. 166 – 174.

- Ополева Г.Н. Схемы и подстанции электроснабжения: Справочник: Учеб. пособие. М.: ФОРУМ: ИНФРА-М, 2006. 480 с.
- 15. Правила устройства электроустановок: утверждено Министерством энергетики РФ 08.07.02: ввод в действие с 01.01.03. – 7-е изд. – СПб.: ДЕАН, 2008. – 703 с.
- Маньков В.Д. Основы проектирования систем электроснабжения: Справочное пособие. – СПб.: НОУ ДПО «УМИТЦ «Электросервис», 2010. – 664 с.
- Евдокунин Г.А., Тилер Г. Вакуумная коммутационная техника для сетей среднего напряжения (технические преимущества и эксплуатационные характеристики). – СПб.: Изд-во Сизова М.П., 2002. – 148 с.
- 18. Качесов В.Е., Шевченко С.С., Борисов С.А. Перенапряжения при коммутации вакуумными выключателями двигательной нагрузки и их мониторинг // Ограничение перенапряжений и режимы заземления нейтрали сетей 6 – 35 кВ: Тр. III Всероссийской науч.-технич. конф. – Новосибирск, 2004. С. 90 – 96.
- 19. Иванов А.В., Дегтярев И.Л. Теоретическое и экспериментальное исследование электрофизических процессов и характеристик вакуумной дугогасительной камеры при коммутации электродвигателей // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». 2007. № 1. Режим доступа: http://ogbus.ru/authors/ IvanovAV/IvanovAV 1.pdf.
- 20. Захаров К.Д., Пушница К.А. Комбинированный трехфазный резистивно-емкостной ограничитель перенапряжений // Вести высших учебных заведений Черноземья. 2009. № 3. С. 29 33.

Поступила 20 сентября 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 726-731.

SIMULATION OF SWITCHING OVERVOLTAGES IN POWER SUPPLY SYSTEMS OF METALLURGICAL PLANTS

A.A. Shpiganovich¹, O.V. Fedorov², K.A. Pushnitsa¹, E.V. Churkina¹

¹ Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Russia ² Nizhny Novgorod State Technical University named after R.E. Alexeev, Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. The article describes the development carried out within framework of the state program, which provides development of industrial enterprises, including enterprises of metallurgical cycle. Such enterprises are complex plants and associations of various scales whose production has important strategic significance. For reliable functioning of metallurgical enterprises, the adequate power supply system with high energy efficiency and minimum possible power consumption is required. Most receivers of metallurgical production belong to the first category of reliability of electricity supply that makes high demands on their power systems. The power supply systems of metallurgical companies are considered. It is shown that the power supply system may be affected by various negative factors, including the switching overvoltages. Such overvoltages can have high frequency character and occur when triggered vacuum switches. Their appearance is caused by the arc interruption mechanism in vacuum (arc reignition, current chopping, voltage escalation). Overvoltages reduce level of reliability of power supply systems that can lead to long outage of responsible consumers. Most vulnerable to overvoltages elements of power supply systems are electric motors whose isolation has the smallest margin of electric strength. Typical means of protection (spark-gapped arresters, metal-oxide surge arresters, spark gaps) are ineffective for limiting the overvoltages with high frequency character. To limit overvoltages of this kind protective RC circuits are increasingly used. However, their application must be accompanied by fairly accurate simulation, because the wrong choice of their parameters can lead to deterioration of switching process.

All this causes importance of the problem of choosing the optimal parameters of protective RC circuits and their connection schemes. The typical power supply scheme was identified and simulation of the switching overvoltages arising in the similar scheme was carried out. MathLab package was applied to build the model of a fragment of the power supply system. During creation of the model there were used already known provisions and provisions for the first time offered by the authors that provide the larger accuracy to the model. The received results are presented in the form of oscillograms and comparison of experimental and calculated data was performed. The relative error of the results was less than 5 %. The recommendations for the construction of rational power supply systems of metallurgical companies allowing to reduce negative disturbances, acting on the such systems are given.

Keywords: metallurgical companies, power supply system, simulation, switching overvoltages, asynchronous motor, vacuum breaker, RC circuits.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-726-731

REFERENCES

- 1. On approval of the state program of the Russian Federation "Development of industry and increasing its competitiveness", Russian Federation Government Resolution of 15 April 2014, no. 328. *Sobranie zakonodatel'stva RF*. 2014, no. 18, Part. IV, art. 2173. (In Russ.).
- 2. Leushina L.I., Koshelev O.S., Leushin I.O. Increase in power efficiency of steel investment casting. *Zagotovitel'nye proizvodstva v mashinostroenii*. 2015, no. 5, pp. 3–6. (In Russ.).
- **3.** Spravochnik po proektirovaniyu elektrosnabzheniya [Handbook to the design of power supply]. Krupovich V.I., Barybin Yu.G., Samover M.L. eds. Moscow: Energiya, 1980, 456 p. (In Russ.).

- 4. Shpiganovich A.N., Zakharov K.D. *Vnutrizavodskoe elektrosnabzhenie i rezhimy: uchebnik* [Internal power supply and modes: Textbook]. Lipetsk: LGTU, 2007, 742 p. (In Russ.).
- Shpiganovich A.N., Shpiganovich A.A. *Bezotkaznost' sistem:* monografiya [Reliability of systems: Monograph]. Lipetsk: LGTU, 2016, 344 p. (In Russ.).
- 6. On approval of the energy strategy of Russia for the period till 2030, Russian Federation Government Decree of 13.11.2009 no. 1715-r. *Sobranie zakonodatel'stva RF*. 2009, no. 48, art. 5836. (In Russ.).
- Spravochnik po proektirovaniyu elektrosnabzheniya [Handbook to the design of power supply]. Barybin Yu.G., Fedorov L.E., Zimenkov M.G., Smirnov A.G. eds. Moscow: Energoatomizdat, 1990, 576 p. (In Russ.).
- Shpiganovich A.N., Gamazin S.I., Kalinin V.F. *Elektrosnabzhenie: ucheb. posobie* [Power supply: Textbook]. Elets: EGU im. I.A. Bunina, Lipetsk: LGTU, 2005, 90 p. (In Russ.).
- **9.** Zatsepin E.P. Asymmetric modes of power supply systems of electric steel manufactures. *Vesti vysshikh uchebnykh zavedenii Chernozem*'ya. 2012, no. 1, pp. 18–22. (In Russ.).
- Zatsepina V.I., Zatsepin E.P., Shpiganovich A.A. Minimization of voltage dips at joint work of the group of electric arc furnaces. *Promyshlennaya energetika*. 2009, no. 1, pp. 22–24. (In Russ.).
- Zatsepina V.I., Zatsepin E.P. Statistical analysis of voltage distortion in power transmission, distribution and consumption systems. *Vesti vysshikh uchebnykh zavedenii Chernozem'ya.* 2011, no. 3, pp. 24–28. (In Russ.).
- **12.** Zatsepin E.P., Galkin A.V. Electromagnetic-field distribution in a refined-slag layer in ladle–furnace units. *Steel in Translation*. 2015, no. 7, pp. 473–477. (In Russ.).
- Fedorov O.V., Nemtsev A.G Influence of electrotechnical complexes with non-sinusoidal characteristic on power supply system. *Vestnik Chuvashskogo Universiteta*. 2012, no. 3, pp. 166–174. (In Russ.).
- 14. Opoleva G.N. *Skhemy i podstantsii elektrosnabzheniya: Spravochnik: ucheb. posobie* [Schemes and substations of power supply: Handbook: Manual]. Moscow: FORUM: INFRA-M, 2006, 480 p. (In Russ.).
- **15.** Pravila ustroistva elektroustanovok: utv. M-vom energetiki Ros. Federatsii 08.07.02: vvod v deistvie s 01.01.03 [Regulations for electrical installations]. 7nd ed. St. Petersburg: DEAN, 2008, 703 p. (In Russ.).

- Man'kov V.D. Osnovy proektirovaniya sistem elektrosnabzheniya: spravochnoe posobie [Bases of design of power supply systems: Reference book]. St. Petersburg: NOU DPO "UMITTs "Elektroservis", 2010, 664 p. (In Russ.).
- 17. Evdokunin G.A., Tiler G. Vakuumnaya kommutatsionnaya tekhnika dlya setei srednego napryazheniya (tekhnicheskie preimushchestva i ekspluatatsionnye kharakteristiki) [Modern vacuum switching equipment for medium voltage networks (technical advantages and operational characteristics)]. St. Petersburg: Izdatel'stvo Sizova M.P., 2002, 148 p. (In Russ.).
- 18. Kachesov V.E., Shevchenko S.S., Borisov S.A. Overvoltages at switching by vacuum circuit breaker of motor load and their monitoring. In: Ogranichenie perenapryazhenii i rezhimy zazemleniya neitrali setei 6-35 kV: Trudy III Vserossiiskoi nauchnotekhnicheskoi konferentsii [Overvoltages limitation and neutral grounding modes networks 6-35 kV: Proceedings of the 3rd All-Russian Scientific and Technical Conference]. Novosibirsk, 2004, pp. 90–96. (In Russ.).
- Ivanov A.V., Degtyarev I.L. Theoretical and experimental study of the electrical characteristics and processes of vacuum interrupter during motors switching. *Neftegazovoe delo*. 2007, no. 1. Electronic resource. Available at URL: http://ogbus.ru/authors/IvanovAV/IvanovAV_1.pdf (In Russ.).
- Zakharov K.D., Pushnitsa K.A. Combined three-phase resistivecapacitive overvoltages limiter. *Vesti vysshikh uchebnykh zavedenii Chernozem'ya. Nauchno-tekhnicheskii i proizvodstvennyi zhurnal.* 2009, no. 3, pp. 29–33. (In Russ.).

Information about the authors:

A.A. Shpiganovich, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair of Electrical Equipment (kaf-eo@stu.lipetsk.ru)

O.V. Fedorov, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair of the Innovation Activity Management (fov52@nm.ru)

K.A. Pushnitsa, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair of Electrical Equipment (kostpa@mail.ru)

E.V. Churkina, Senior Lecturer of the Chair of Electrical Equipment (ekas2534@yandex.ru)

Received September 20, 2016

ISSN: 0368–0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 732 – 738. © 2017. Беломытцев М.Ю., Кузько Е.И., Прокофьев П.А., Суляев Т.Д.

УДК 537.622/ 620.1.08

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КРИТИЧЕСКИХ ТЕМПЕРАТУР И СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ 13 %-НЫХ ХРОМИСТЫХ СТАЛЕЙ МАГНИТОМЕТРИЧЕСКИМ МЕТОДОМ

Беломытцев М.Ю., д.т.н., профессор кафедры металловедения и физики прочностиь (myubelom@yandex.ru) Кузько Е.И., к.ф.-м.н., старший преподаватель кафедры металловедения и физики прочности (joms@mfp.misis.ru) Прокофьев П.А., студент Суляев Т.Д., студент

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)

Аннотация. В практике металловедения для анализа фазовых и структурных превращений значительное применение находят методы, основанные на измерении магнитных характеристик металлических объектов. В этих методах используются измерения коэрцитивной силы, точки Кюри, анализ частотной зависимости магнитных свойств, эффектов Баркгаузена. В данной работе применена методика, основанная на изменении магнитной проницаемости образца при его непрерывном охлаждении от температуры выше температуры Кюри (T_c) и до температур начала и конца мартенситного превращения M₂ и M₂. Суть метода состоит в измерении частоты колебаний электрического контура, построенного на цепочке L (катушка индуктивности, она же измерительная катушка) – C (конденсатор). В измерительную катушку помещался образец и начинал играть роль сердечника. Для наблюдения эффектов, связанных с фазовыми превращениями, образец предварительно разогревался и затем быстро перемещался в катушку. Основные эффекты были связаны с переходом через точку Кюри феррита, а также с распадом аустенита по мартенситному механизму. Измерительная схема позволила зафиксировать температуру Кюри феррита для различных сталей, равную 580 – 780 °C с точностью до 5 °C, при этом интервал мартенситного превращения имел протяженность не менее 100 °C. Было показано, что методика магнитометрического анализа, основанная на изменении магнитного состояния образца в районе температуры Кюри его ферромагнитных фаз, позволяет определять содержание δ-феррита в смешанной структуре (мартенсит + δ-феррит) при различной его морфологии, что не всегда возможно сделать методами металлографических наблюдений. Магнитометрический анализ образцов, подвергнутых первичной высокотемпературной закалке и последующим нагревам на более низкие температуры с охлаждением в измерительной катушке установки, позволил определить температуры Ac1 и Ac3 изучаемых сталей, которые находились в интервале 760-1020 °C. Определение температуры Ac, для стали 15X13Г5НМВФР (780 ÷ 790 °C) позволило назначить температуру ее отпуска после закалки, равную 780 °C, максимально приближенную к температуре Ac1. В результате удалось уменьшить темп снижения твердости при последующем длительном (до 3000 ч) старении этой стали при 720 °С. Разработанная методика определения температур Ас, и Ас, сталей является дополняющей к аналогичным методикам, основанным на измерениях термических, дилатометрических и механических характеристик и позволяет принимать более мотивированное решение о положении указанных температур. Предлагаемая методология с ее аппаратурным исполнением применима только к тем сталям, где аустенит обладает большой устойчивостью по отношению к процессам распада по диффузионному механизму при его переохлаждении, но претерпевает полное превращение по мартенситному механизму по достижении точек M_u и M_v (это означает, что время инкубационного периода на уровне «носа» С-образной кривой его распада должно быть не менее 5 мин). Для остальных сталей, в том числе аустенитных, углеродистых и типичных малолегированных машиностроительных эта методика неприменима.

Ключевые слова: ферритно-мартенситные стали, магнитная проницаемость, температура Кюри, дельта-феррит, мартенсит, аустенит, термическая обработка, старение, твердость.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-732-738

В практике металловедения измерение магнитных характеристик металлических объектов находит значительное применение [1]. Наиболее употребительно измерение величины намагниченности насыщения [2], коэрцитивной силы [3], анализ положения точки Кюри металлов и сплавов [4]. Описаны и другие методы магнитных измерений, основанные на фиксации эффектов Бокргаузена [5 – 13], анализе частотной зависимости магнитных свойств [14 – 17].

Авторами применена методика структурно-термического анализа, основанная на изменении магнитной проницаемости образца при его непрерывном охлаждении от температуры выше температуры Кюри (T_c) и до температур начала и конца мартенситного превращения $M_{\rm H}$ и $M_{\rm K}$. Эта методика может быть применена для сложнолегированных 12 %-ных хромистых сталей, структура которых в зависимости от содержания С, N, Cr, Ni, Mn, Si, Mo, W, V, Та может состоять из смеси мартенсита, δ-феррита и аустенита в различных пропорциях [18]. При использовании стандартных приемов и реактивов металлографического травления аустенит и дельта-феррит практически не различаются. Применение метода пробных закалок для определения температур Ac_1 и Ac_2 в таких сталях с металлографическим анализом результатов закалок также неприемлемо, поскольку исходная структура – мартенсит, а структура, получающаяся после закалки от температуры, превышающей границу гамма + альфа области – отпущенный исходный мартенсит и «новый» мартенсит, образовавшийся из той части структуры, которая превратилась в аустенит при нагреве, и металлографически эти два мартенсита в ферритно-мартенситных сталях неразличимы. Методы измерения механических свойств (измерение твердости, испытания на растяжение, испытание на сжатие) затратны по времени и ресурсам. Большая устойчивость переохлажденного аустенита (до 100 ч) таких сталей к процессам его распада по диффузионному механизму ограничивает применение дилатометрического и термических анализов. Совместная регистрация магнитного состояния образца, текущего времени и температуры в этих условиях может дать положительные результаты.

Принцип действия и последовательность измерений с фиксацией магнитного состояния образца заключались в следующем. Измерительное устройство состояло из незапаяной кварцевой трубки внутренним диаметром ~15 мм и длиной ~70 см, которая длинным концом (~45 см) вставлялась в нагревательную печь сопротивления, а на втором (холодном) ее конце наматывалась медным проводом диаметром 0,3 мм в тефлоновой изоляции с количеством витков 20 штук виток к витку катушка индуктивности. При этом общая длина такой измерительной катушки составляла ~15 мм. Измерительная катушка, соединенная параллельно с конденсатором, составляла колебательный контур, настроенный на резонансную частоту (~50 000 Гц). При помещении в катушку металлического образца он начинал играть роль сердечника, при этом изменялась индуктивность катушки в целом, что приводило к изменению частоты колебаний контура. Электронная схема позволяла синхронно записывать в виде электронных таблиц (в формате .dat или .txt) данные об изменении частоты колебательного контура, температуре образца, температуре измерительной катушки. Параллельно проводилась запись текущего времени и температуры окружающей среды.

Образец испытуемого металла небольших размеров (примерно $6 \times 6 \times 6$ мм и не обязательно строгой геометрической формы) вводился в тот конец кварцевой трубки, который был вставлен в предварительно разогретую до температур 1000 - 1100 °С печь, нагревался в этом конце до температуры печи, выдерживался 3 - 5 мин и затем быстро (за 1 - 2 с) выдвигался в другой (холодный) конец трубки в такое положение, чтобы быть в середине измерительной катушки. Рабочая термопара из проволоки диаметром 0,15 мм класса ХА (хромель-алюмель) своим горячим спаем в форме шарика диаметром не более 0,5 мм помещалась в вырез,

сделанный в образце, с таким расчетом, чтобы спай находился в середине образца.

При остывании образца в катушке от 980 – 950 и до 100 °С проводилась фиксация магнитного состояния системы «катушка + образец». Если в структуре образца наряду с аустенитом присутствовал б-феррит (кривая 4 на рис. 1, *a*; буквой «*a*» со стрелкой обозначен эффект от появления ферромагнетизма в б-феррите), то при охлаждении образца до температуры, равной или чуть ниже его точки Кюри (обычно при 650 – 760 °C), δ-феррит условно одномоментно переходил в ферромагнитное состояние, что очень резко изменяло индуктивность катушки и фиксировалось по изменению частоты колебательного контура. В процессе дальнейшего остывания образца наблюдалось плавное уменьшение частоты измерительного контура, но при достижении температуры начала мартенситного превращения (от 230 до 340 °C) изменение частоты (ее увеличение) опять становилось очень резким (кривая 4 на рис. 1, *a*; буквой «*b*» со стрелкой обозначен эффект от мартенситного превращения). Отсутствие первой (высокотемпературной) ступеньки на кривой зависимости «температура образца – частота колебательного контура» свидетельствовало об отсутствии в структуре δ -феррита (кривая 3 на рис. 1, *a*). Отсутствие второй (низкотемпературной) ступеньки - об отсутствии мартенситного превращения и полностью ферритной структуре стали (кривая 2 на рис. 1, a). Отсутствие и первой и второй ступеньки – о полностью аустенитной структуре (кривая 1 на рис. 1, a). Соотношение объемных долей б-феррита и аустенита (из которого при охлаждении ниже $M_{\rm \scriptscriptstyle H}$ получается мартенсит) может быть определено сравнением относительных высот первой и второй ступенек.

Авторами эта методика была применена к 12 %-ным хромистым сталям, в структуре которых количество δ-феррита на фоне мартенсита сложно определить. Пример такой структуры, полученной на стали 15Х13Г5МВФР после введения в стандартную последовательность операций термической обработки (закалка от высоких температур + отпуск при температурах 680 – 790 °C) длительного гомогенизирующего отжига (1250 °C – 15 ч), представлен на рис. 2. В структуре стали δ-феррит после такой расширенной термообработки имеет характер видманштедтовой игольчатой структуры (рис. 2, а) по сравнению с зернообразной в стали после стандартной термической обработки (рис. 2, б). Как для той, так и для другой структуры магнитометрический анализ дает примерно одинаковое содержание δ-феррита – около 12 % (об.).

Для стали 35Х12ГЗМВФР, структура которой после закалки приведена на рис. 2, *в*, рентгенографический анализ фиксирует при 20 °С присутствие двух фаз – с ГЦК и ОЦК кристаллическими решетками. Если фаза с ГЦК решеткой может быть только аустенитом, то фаза с ОЦК решеткой может быть как δ-ферритом,



Рис. 1. Кривые изменения индуктивности при снижении температуры от ~1050 °С до ~100 °С:

1 – аустенитная сталь 08Х18Н10Т; 2 – 13 %-ная хромистая сталь со 100 % δ-феррита; 3 – 13 %-ная хромистая сталь со 100 % мартенсита; 4 – 13 %-ная хромистая сталь с присутствием в структуре мартенсита и δ-феррита одновременно; 5 – 13 %-ная хромистая сталь 35Х12ГЗМВФР с присутствием в структуре мартенсита и аустенита одновременно (*a*); магнитограммы стали 15Х13Г4МВАТаФР с исходной структурой мартенсит + δ феррит, полученные при нагреве до температур 720 (1), 760 (2), 780 (3), 920 (4) и 960 °C (5) и последующем охлаждении (б); магнитограммы стали У8 (1) и стали 20 (2) после охлаждения от 950 °C (*в*)

Fig. 1. Curves of inductance changes at decrease in temperature from $1050 \text{ }^\circ\text{C}$ to $100 \text{ }^\circ\text{C}$:

I - 08Cr18Ni10Ti austenitic steel; 2 - 13%-Cr steel of 100 % delta-ferrite; 3 - 13%-Cr steel of 100 % martensite; 4 - 13%-Cr steel with presence of martensite and δ-ferrite at structure simultaneously; 5 - 13%-Cr steel 15Cr13Mn4MoWNTaVB with presence of martensite and austenite at structure simultaneously (*a*); magnetograms of 15Cr13Mn4MoWNTaVB steel with initial structure of martensite + δ ferrite obtained by heating to temperatures of 720 (*I*), 760 (2) 780 (3), 920 (4)
960 °C (5) and subsequent cooling (*δ*); magnetograms of steels U8 (*I*) and steel 20 (2) after cooling from 950 °C (*в*)



Рис. 2. Структура стали 15Х13Г5МВФР после закалки (1100 °C) в масло и отпуска (720 °C, 2 ч) (*a*, светлые округлые зерна – δ-феррит) и той же стали после гомогенизирующего отжига (1250 °C,15 ч), закалки (1100 °C) в масло и отпуска (720 °C, 2 ч) (*b*); структура стали 35Х12ГЗМВФР после закалки от 1100 °C в масло и отпуска при 720 °C в течение 2 ч (*в*, светлые зерна – аустенит, темные участки с иглообразной структурой – мартенсит)

Fig. 2. Structure of 15Cr13Mn5MoWVB steel after quenching (1100 °C) in oil and tempering (720 °C, 2 hours) (*a* – rounded light grains – δ-ferrite) and the same steel after homogenizing annealing (1250 °C, 15 hours), quenching (1100 °C) in oil and tempering (720 °C, 2 hours) (*δ*); *s* – structure of 35Cr12Mn3MoWVB steel after quenching

2 hours) (0); e – structure of 35Cr12Mn3MoW VB steel after quenching (1100 °C) in oil and tempering (720 °C, 2 hours) (light grains – austenite, dark zones with needle-shaped structure – martensite) так и мартенситом превращения (из-за малой степени тетрагональности мартенсита в данной стали анализ формы рентгеновской линии ОЦК-фазы не позволяет разделять этим методом количественные соотношения дельта-феррита и мартенсита). Частотная кривая, полученная при охлаждении образца этой стали от 1100 до 100 °C приведена на рис. 1, *а* (кривая 5). Отсутствие в интервале температур 500 – 780 °C высокотемпературной ступеньки на ней свидетельствует о том, что до температуры ~250 °C структура неферромагнитна, т. е. это аустенит без присутствия δ-феррита.

Разработанная установка магнитометрического анализа и методика работы на ней позволили определять температуры Ас₁ и Ас₃ исследуемых 12 %-ных хромистых ферритно-мартенситных сталей, используя методику, аналогичную методике пробных закалок. При этом авторы исходили из следующих рассуждений. При комнатной температуре структура ферритно-мартенситных сталей состоит из δ-феррита и мартенсита, обе эти структурные составляющие ферромагнитны. При нагреве до температур межкритического интервала, превышающих температуру Ас₁ исследуемой стали, в структуре часть мартенсита превращается в аустенит, а оставшийся мартенсит подвергается интенсивному отпуску. При охлаждении б-феррит и высокоотпущенный мартенсит (а по сути – ферритно-цементитная смесь) перейдут в ферромагнитное состояние при их температурах Кюри (что даст на магнитограмме соответствующие первые высокотемпературные ступеньки), а аустенит будет превращаться в мартенсит при охлаждении ниже температуры начала мартенситного превращения $M_{_{\rm H}}$. Если температура нагрева не превышает Ас1, то на магнитограмме эффект от мартенситного превращения в интервале температур 230 – 340 °C должен отсутствовать (кривая 1 на рис. 1, δ). При нагреве до температуры, равной или выше температуры Ac₃, относительная высота первой ступеньки должна стать минимальной. В опытах с дальнейшим повышением температуры высота этой ступеньки меняться не должна, а должна соответствовать содержанию δ -феррита в стали (кривые 4 и 5 на рис. 1, б). В этих опытах исходным состоянием образцов было состояние после закалки от 1100 °С в масло и отпуска при 720 °С в течение 2 ч.

Для определения температур Ac_1 и Ac_3 магнитометрическим методом исследуемые стали нагревали последовательно на температуры от 720 до 1040 °C с шагом 20 °C и для каждого шага нагрева проводили опыт по определению взаимного количества ферромагнитной фазы и аустенита. Зависимость доли феррита от температуры нагрева для стали 15Х13Г4МВАТаФР показана на рис. 3. Исходя из этой зависимости, для данной стали температура $720 \le Ac_1 \le 740$ °C, а температура 900 $\le Ac_3 \le 920$ °C.

Описанная методика была применена авторами для получения дополнительных данных о значениях крити-

ческих точек стали 13Х12ГСНФР, имеющей полностью мартенситную структуру после охлаждения с любой скоростью от температур 1000 - 1250 °C. Критические точки этой стали определяли методами дилатометрии, калориметрии, измерением предела текучести на сжатие и магнитометрическим методом. Результаты измерений представлены на рис. 4, а. Анализ зависимостей показывает, что при использовании метода калориметрии следует анализировать не прямые зависимости теплового потока Q от температуры T, а дифференциальные зависимости dQ/dT. Видно также, что различие в определяемой с помощью этих методов наиболее важной температуре Ac₁ (указаны стрелками с буквой «*a*») достигает 80 °С ($Ac_1 = 791 \div 805$, 793 ÷ 820, 740 ÷ 760, 760 ÷ 780 °С в ряду методов калориметрия (кривые 1, 2 на рис. 3) \rightarrow дилатометрия (кривая 3) \rightarrow механические испытания (кривая 4) \rightarrow магнитометрия (кривая 6)). Представленная на этом же графике кривая 5 зависимости относительной индуктивности от температуры позволяет также определить и температуру начала мартенситного превращения в данной стали $M_{\rm H}$, равную 262 ÷ 273 °C (указана стрелкой с буквой «б»).

Методика определения температур Ac_1 и Ac_3 по измерениям магнитных свойств сталей использована авторами для назначения температуры отпуска перспективной ферритно-мартенситной стали 15Х13Г5НМВФР. В соответствии с литературными данными, повышение температуры отпуска после закалки или нормализации таких сталей до максимально возможного уровня (но не выше Ac_1) значительно повышает стабильность структуры и свойств жаропрочных материалов. Сопоставление данных дилатометрии, магнитометрии и метода механических испытаний (температура Ac_1 , определенная



Рис. 3. Зависимость соотношения доли дельта-феррита от температуры нагрева стали 15Х13Г4МВАТаФР

Fig. 3. Dependence of fraction of the ferromagnetic phase in 15Cr13Mn4MoWNTaVB steel on heating temperature

этими методами, равнялась соответственно $875 \div 885$, $780 \div 790$, $800 \div 810$ °C) позволило назначить температуру отпуска, равную 780 °C вместо 720 °C. Не меняя структурных и прочностных характеристик, это значительно уменьшило темп снижения твердости при последующем длительном (до 3000 ч) старении этой стали при 720 °C (рис. 4, δ).

Важно отметить, что применение разработанной методики магнитометрического анализа для определения структурно-температурных характеристик сталей возможно только для тех сталей, где аустенит обладает большой устойчивостью по отношению к процессам распада по диффузионному механизму при его переохлаждении, но претерпевает полное превращение по мартенситному механизму по достижении точек М, и М_к. Для остальных сталей, в том числе аустенитных, углеродистых и типичных малолегированных машиностроительных, эта методика неприменима. Для иллюстрации этого, на рис. 1, в приведены частотные кривые для сталей 20 и У8. Видно, что в стали 20 с преимущественно ферритной (при 20 °C) структурой появление ферромагнетизма происходит при температуре 770 °С и ниже, а к 700 °С весь образец ферромагнитен (кривая 2 на рис. 1, в). Для стали У8 эвтектоидного состава появление ферромагнетизма происходит при 660 °С и вызывается распадом аустенита по эвтектоидной реакции «аустенит → перлит». Реакция идет с выделением тепла [19], что приводит к повышению температуры образца при его естественном остывании (кривая 1 на рис. 1, e). Также в стали У8 при температуре 210 °C фиксируется появление ферромагнетизма у цементита (указано стрелкой на рис. 1, e).

Выводы. Методика, основанная на анализе изменения магнитной проницаемости образцов при их непрерывном охлаждении в момент появления у них ферромагнитных свойств, позволяет определять характерные температуры мартенситного превращения ($M_{\rm H}$ и $M_{\rm K}$) и температуры фазовых превращений Ac_1 и Ac_3 в сталях, переохлажденный аустенит которых обладает большой устойчивостью по отношению к процессам его распада по диффузионному механизму.

Магнитометрическая методика позволяет уточнять структурный класс ферритно-мартенситных 12 %-ных хромистых сталей через определение количества δ-феррита в их структуре. Этот метод основан на измерении относительной высоты ступеньки на магнитограмме, возникающей при переходе через температуру Кюри δ-феррита при охлаждении.

Разработанная методика определения температур Ac_1 и Ac_3 сталей является дополняющей к аналогичным методикам, основанным на измерениях термических, дилатометрических и механических характеристик и позволяет принимать более мотивированное решение о положении указанных температур (разница при опре-



Рис. 4. Температурные зависимости некоторых характеристик образцов стали 13Х12ГСНФР:

1 – теплового потока Q; 2 – производной от теплового потока dQ/dt; 3 – изменения длины образца; 4 – предела текучести при испытании на сжатие от температуры закалки; 5 – относительного изменения индуктивности; 6 – количества ферромагнитной составляющей в структуре (δ-феррита + мартенсита) от температуры нагрева после закалки (a).

Зависимость твердости стали 15Х13Г5НМВФР от времени старения (отжига) при 720 °С:

1 – сталь после закалки от 1125 °С и отпуска при 720 °С в течение 2 ч;

2 - сталь после закалки от 1125 °С и отпуска при 780 °С в течение 1 ч (б)

Fig. 4. Temperature dependences of some characteristics of 13Cr12MnSiNiVB steel sample:

1 - heat flow Q; 2 - derivative of the heat flow dQ/dt; 3 - change of the sample length; 4 - dependence of yield strength on the quenching

temperature; 5 – relative change in inductance; 6 – dependence of amount of the ferromagnetic component in the structure (δ -ferrite + martensite) on the heating temperature after quenching.

Dependence of hardness of 15Cr13Mn5NiMoWVB steel on time of aging (annealing) at 720 °C:

I – steel after quenching from 1125 °C and tempering at 720 °C for 2 hours;

2-steel after quenching from 1125 °C and tempering at 780 °C for 1 hour

делении температуры *Ac*₁ разными методами в данных опытах достигала 80 °C).

Температура Ac_1 стали 15Х13Г5НМВФР, определенная магнитометрическим методом (780 ÷ 790 °С), близка по своему значению к температуре Ac_1 , определенной методом измерения механических свойств. Отпуск закаленной стали 15Х13Г5НМВФР при температуре 780 °С, максимально близкой к температуре Ac_1 , позволил уменьшить темп снижения твердости при последующем длительном (до 3000 ч) старении этой стали при 720 °С.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Лифшиц Б.Г., Крапошин В.С., Линецкий Я.Л. Физические свойства металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.
- 2. Физическое металловедение / Под ред. Р. Кана. Вып.1. Атомное строение металлов и сплавов. М.: Мир, 1967. 334 с.
- Металловедение и термическая обработка стали: Справ. изд. – В 3-х томах. Т. 1. Методы испытаний и исследований / Под ред. М.Л. Бернштейна, А.Г. Рахштадта. – М.: Металлургия, 1985. – 352 с.
- Физическое металловедение / Под ред. Р. Кана. Вып. 2. Фазовые превращения. Металлография. – М.: Мир, 1968. – 492 с.
- Byeon J.W., Kwun S.I. Effect of thermal exposure of 2.25Cr-1Mo steel on magnetic Barkhausen noise // J. Korean Phys. Soc. 2004. Vol. 45. P. 733 – 737.
- Buttle D.J., Briggs G.A.D., Jakubovics J.P. etc. Magnetoacoustic and Barkhausen in ferromagnetic materials [and discussion] // Philos. Trans. R. Soc. Lond. A. 1986. Vol. 320. P. 363 – 378.
- Nakai N., Furuya Y., Obata M. Effect of carbide particle morphology and prior austenite grain size on Barkhausennoise in 0.4 C–5Cr– Mo–V hot-work tool steel // Mater. Trans. 1989. Vol. 30. P. 197 – 199.
- Moorthy V., Vaidyanathan S., Raj B. etc. Insight into the microstructural characterization of ferritic steels using micromagnetic parameters // Metall. Mater. Trans. A. 2000. Vol. 31A. P. 1053 – 1065.

- Moorthy V., Vaidyanathan S., Jayakumar T., Raj B. On the influence of tempered microstructures on magnetic Barkhausen emission in ferritic steels // Philos. Mag. A. 1998. Vol. 77. P. 1499 – 1514.
- Byeon J.W., Kwun S.I. Magnetic nondestructive evaluation of thermally degraded 2.25Cr-1Mo steel // Mater. Lett. 2003. Vol. 58. P. 94 – 98.
- 11. Jiles D.C. Magnetic properties and microstructure of AISI 1000 series carbon steels // J. Phys. D. 1988. Vol. 21. P. 1186.
- Kim C.S., Kwun S.I. Influence of precipitate and martensite lath on the magnetic properties in creep damaged 11Cr-3.45W steel // Mater. Trans. 2007. Vol. 48. P. 3028 – 3030.
- Yamaura S., Furuya Y., Watanabe T. The effect of grain boundary microstructure on Barkhausen noise in ferromagnetic materials // Acta Mater. 2001. Vol. 49. P. 3019 – 3027.
- Dickinson S.J., Binns R., Yin W. etc. The development of a multifrequency electromagnetic instrument for monitoring the phase transformation of hot strip steel // IEEE T. Instrum. Meas. 2007. Vol. 56. P. 879 – 886.
- Hao X., Yin W., Strangwood M. etc. Characterization of decarburization of steels using a multifrequency electromagnetic sensor: experiment and modeling // Metall. Mater. Trans. A. 2009. Vol. 40A. P. 745 – 756.
- Hao X.J., Yin W., Strangwood M. etc. Off-line measurement of decarburization of steels using a multifrequency electromagnetic sensor // Scripta Mater. 2008. Vol. 58. P. 1033 – 1036.
- Liu J., Strangwood M., Davis C. L., Peyton A. J. Magnetic evaluation of microstructure changes in 9Cr-1Mo and 2.25Cr-1Mo steels using electromagnetic sensors // Metall. Mater. Trans. A. 2013.Vol. 44A. P. 5897 – 5909.
- 18. Рачков В.И., Образцов С.М., Соловьев В.А. и др. Оптимизация химического состава ферритно-мартенситной стали в целях повышения кратковременных механических свойств // Атомная энергия. 2013.Т. 115. Вып. 1. С. 22 – 27.
- 19. Лившиц Б.Г. Металлография. М.: Металлургия, 1990. 236 с.

Поступила 8 июня 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 732-738.

MAGNETOMETRIC ANALYSIS TO EXAMINE CRITICAL TEMPERATURES AND STRUCTURAL STATE OF THE 13%-Cr STEELS

M.Yu. Belomyttsev, E.I. Kuz'ko, P.A. Prokof'ev, T.D. Sulyaev

National University of Science and Technology "MISiS" (MISIS), Moscow, Russia

Abstract. In physical metallurgy practice the analysis of phase and structural transformations often is made through the methods based on measurement of magnetic characteristics of metal body; in these methods measurements of coercive forces, Curie points, the analysis of frequency dependence of magnetic properties and Barkhausen effect are used. In this paper, the technique based on change of magnetic permeability of the sample at its continuous cooling from temperatures above Curie point (T_{a}) , through the martensite transformation start temperature (M_{c}) to the final stages of transformation (M_{c}) is applied. The method essence consists in measurement of frequency fluctuations in oscillatory circuit based on a chain "L (inductance coil, as a magnetic-test coil) - C (precision condenser)". Explored metal sample played a magnetic core role in the measuring coil. For supervision of phase transformations effects, the sample was warmed up preliminary and then quickly transferred to the coil. The main effects were associated with the transition through the Curie point of ferrite, as well as with the transformation of austenite into martensite. The measuring scheme has allowed fixing Curie point of ferrite for various steels in the range of 580 - 780 °C with accuracy of 5 °C, at the same time martensite transformations interval had extent not less than 100 °C. It has been shown that magnetometric analysis technique, based on deviation of magnetic state of ferromagnetic phases in material at near Curie temperature, allows to define quantity of δ -ferrite in the mixed structure (martensite + δ -ferrite) at its various morphology that is not always achievable by traditional metallographic methods. Magnetometric analysis of the samples subjected to primary high-temperature quenching and the subsequent heating on lower temperatures with cooling in the measuring coil unit, has allowed defining temperatures of Ac_1 and Ac_3 in studied steels which were in the range of 760 - 1020 °C. Determination of the point Ac1 for 15Cr13Mn5MoWVB steel (780 - 790 °C) allowed setting the temperature of its tempering after quenching equal to 780 °C, closest to the temperature of Ac_1 , that made it possible to reduce the rate of decrease in hardness at the subsequent long ageing (up to 3000 hours) of this steel at 720 °C. The developed method for determining the temperatures Ac_1 and Ac_3 in steels is additional to similar methods based on measurements of thermal, dilatometric and mechanical characteristics and makes it possible to make a more reasonable choice of these temperatures. The proposed methodology in the current hardware implementation is applicable only to those steels where the austenite at its overcooling is sufficiently stable against processes of decomposition by diffusion mechanism, but undergoes

a complete transformation with the aid of the martensitic mechanism upon reaching M_s and M_f points (this means that the time of the incubation period at the level of "nose" of the S-shaped decomposition curve should be not less than 5 minutes); for other steels, including austenitic, carbon and ordinary low alloy engineering steels this technique is inapplicable.

Keywords: ferritic-martensitic steels, magnetic permeability, Curie temperature, delta-ferrite, martensite, austenite, heat treatment, aging, hardness.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-732-738

REFERENCES

- 1. Lifshits B.G., Kraposhin V.S., Linetskii Ya.L. *Fizicheskie svoistva metallov i splavov* [Physical properties of metals and alloys]. Moscow: Metallurgiya, 1980, 320 p. (In Russ.).
- 2. Fizicheskoe metallovedenie. Vyp. 1. Atomnoe stroenie metallov i splavov [Physical metal science. Issue 1. A nuclear structure of metals and alloys]. Kan R. ed. Moscow: Mir, 1967, 334 p. (In Russ.).
- 3. Metallovedenie i termicheskaya obrabotka stali. Sprav. izd. v 3-kh tomakh T. 1. Metody ispytanii i issledovanii [Metal science and heat treatment of steel. Vol. 1. Methods of testing and researches]. Bernshtein M.L., Rakhshtadt A.G. eds. Moscow: Metallurgiya, 1985, 352 p. (In Russ.).
- Fizicheskoe metallovedenie. Vyp. 2. Fazovye prevrashcheniya. Metallografiya [Physical metallurgical science. Issue 2. Phase transformations. Metallography]. Kan R. ed. Moscow: Mir, 1968, 492 p. (In Russ.).
- Byeon J.W., Kwun S.I. Effect of thermal exposure of 2.25Cr-1Mo steel on magnetic Barkhausen noise. *J. Korean Phys. Soc.* 2004, vol. 45, pp. 733–737.
- Buttle D.J., Briggs G.A.D., Jakubovics J.P., Little E.A., Scruby C.B., Busse G., Sayers C.M., Green R.E. Magnetoacoustic and Barkhausen emission in ferromagnetic materials [and discussion]. *Philos. Trans. R. Soc. Lond. A.* 1986, vol. 320, pp. 363–378.
- Nakai N., Furuya Y., Obata M. Effect of carbide particle morphology and prior austenite grain size on Barkhausen noise in 0.4 C–5Cr– Mo–V hot-work tool steel. *Mater. Trans.* 1989, vol. 30, pp. 197–199.
- Moorthy V., Vaidyanathan S., Raj B., Jayakumar T., Kashyap B. Insight into the microstructural characterization of ferritic steels using micromagnetic parameters. *Metall. Mater. Trans. A.* 2000, vol. 31A, pp. 1053–1065.
- Moorthy V., Vaidyanathan S., Jayakumar T., Raj B. On the influence of tempered microstructures on magnetic Barkhausen emission in ferritic steels. *Philos. Mag. A.* 1998, vol. 77, pp. 1499–1514.

- Byeon J.W., Kwun S.I. Magnetic nondestructive evaluation of thermally degraded 2.25Cr–1Mo steel. *Mater. Lett.* 2003, vol. 58, pp. 94–98.
- 11. Jiles D.C. Magnetic properties and microstructure of AISI 1000 series carbon steels. J. Phys. D. 1988, vol. 21, p. 1186.
- Kim C.S., Kwun S.I. Influence of Precipitate and Martensite Lath on the Magnetic Properties in Creep Damaged 11Cr-3.45W Steel. *Mater. Trans.* 2007, vol. 48, pp. 3028–3030.
- **13.** Yamaura S., Furuya Y., Watanabe T. The effect of grain boundary microstructure on Barkhausen noise in ferromagnetic materials. *Acta Mater.* 2001, vol. 49, pp. 3019–3027.
- Dickinson S.J., Binns R., Yin W., Davis C., Peyton A.J. The development of a multifrequency electromagnetic instrument for monitoring the phase transformation of hot strip steel. *IEEE T. Instrum. Meas.* 2007, vol. 56, pp. 879–886.
- Hao X., Yin W., Strangwood M., Peyton A., Morris P., Davis C. Characterization of decarburization of steels using a multifrequency electromagnetic sensor: experiment and modeling. *Metall. Mater. Trans. A.* 2009, vol. 40A, pp. 745–756.
- Hao X.J., Yin W., Strangwood M., Peyton A.J., Morris P.F., Davis C.L. Off-line measurement of decarburization of steels using a multifrequency electromagnetic sensor. *Scripta Mater.* 2008, vol. 58, pp. 1033–1036.
- Liu J., Strangwood M., Davis C. L., Peyton A. J. Magnetic evaluation of microstructure changes in 9Cr-1Mo and 2.25Cr-1Mo steels using electromagnetic sensors. *Metall. Mater. Trans. A.* 2013, vol. 44A, pp. 5897–5909.
- Rachkov V.I., Obraztsov S.M., Solov'ev V.A., Belomyttsev M.Yu., Mikhailov M.A., Chizhikov K.E. Optimization of the chemical composition of ferrite-martensite steel to increase short-time mechanical properties. *Atomic Eenergy*. 2013, vol. 115, no. 1, pp. 26–31.
- **19.** Livshits B.G. *Metallografiya* [Metallography]. Moscow: Metallurgiya, 1990, 236 p. (In Russ.).

Information about the authors:

M.Yu. Belomyttsev, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Metallography and Physics of Strength" (myubelom@yandex.ru) E.I. Kuz'ko, Cand. Sci. (Phys.-Math.), Senior Lecturer of the Chair "Metallography and Physics of Strength" (joms@mfp.misis.ru) P.A. Prokof'ev, Student T.D. Sulyaev, Student

Received July 8, 2016

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 739 – 744. © 2017. Глинер Р.Е., Дубинский В.Н., Катюхин Е.Б., Пряничников В.А.

УДК 620.178.6

ОЦЕНКИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ДЕФОРМИРУЕМОСТИ СТАЛЕЙ РАЗЛИЧНОЙ ПРОЧНОСТИ С ПОЗИЦИЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ДИССИПАЦИИ

Глинер P.E.¹, д.т.н., профессор кафедры материаловедения, технологий материалов и термической обработки металлов (gleen1@yandex.ru)

Дубинский В.Н.¹, к.т.н., доиент кафедры материаловедения, технологий материалов

и термической обработки металлов

Катюхин Е.Б.¹, аспирант кафедры материаловедения, технологий материалов

и термической обработки металлов

Пряничников В.А.², к.т.н., заместитель директора

¹ Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева (603930, Россия, Нижний Новгород, Минина, 24) ² ООО «ВолгоСтальПроект»,

(603035, Россия, Нижний Новгород, Чаадаева, 1)

Аннотация. Проанализировано распределение сталей различного класса прочности по сопротивлению деформации. При этом принимается во внимание, что в термодинамическом аспекте процесс деформации представляется диссипативным эффектом: имеет место переход части кинетической энергии внешнего механического воздействия во внутреннюю энергию деформируемого металла с формированием определенной дислокационной структуры. В связи с этим предложены энергетические критерии деформируемости металла, определяемые в стандартном испытании на растяжение. Основу этих критериев составляет работа деформирования, определяемая площадью диаграммы растяжения. При этом поглощенная энергия определяет удельную работу деформации, а темп поглощения энергии - сопротивление металла деформированию (податливость пластической деформации). Проведена количественная оценка проявления эффекта диссипации с сопоставлением значений удельных работ и критериев податливости. Исследование выполняли с использованием стандартных испытаний на растяжение образцов, изготовленных из сталей с различной прочностью, достигаемой за счет как химического состава (легирование), так и термической обработки, и применяемых для изготовления изделий различного конструкционного назначения. При этом в выбранной совокупности сталей диапазон предела текучести составлял 210-1660 МПа, временного сопротивления 840-1940 МПа. В результате установлено, что удельная работа сосредоточенной деформации на порядок превышает удельную работу равномерной деформации. Критерии податливости сосредоточенной деформации заметно ниже критериев податливости равномерной деформации, притом, что между ними наблюдается заметная корреляция. Последнее можно рассматривать как проявление структурной эволюции металла на обеих стадиях его деформирования, при которой в процессе самоорганизации диссипативной системы, каким является деформируемый металл, плотность дислокаций служит внутренним параметром, управляющим эволюционным превращением. Установлена корреляционная связь критериев податливости с показателями предельных напряжений при равномерном деформировании и разрушении. Таким образом, проведено ранжирование различных по прочности сталей по энергии, поглощаемой при деформации. В прикладном аспекте численные значения удельной работы и критерия податливости полезно использовать для прогнозирования поведения при механическом воздействии в эксплуатации и механической обработке сталей различного класса прочности.

Ключевые слова: деформация, энергия деформации, сопротивление деформации, диссипация энергии, испытание на растяжение, работа деформации, критерии сопротивления деформации.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-739-744

Макроскопический результат деформации металла (изменение формы и размеров) в термодинамическом представлении является диссипативным эффектом. Фактически имеет место переход части кинетической энергии внешнего механического воздействия во внутреннюю энергию деформируемого металла, реализуемую в формировании определенной дислокационной структуры [1–13]. При этом количество энергии, поглощенной при деформации, определяется работой деформации, а темп поглощения определяет сопротивление металла деформированию.

При испытании растяжением работа деформации $(A_{\text{деф}})$ численно равна площади, заключенной между первичной диаграммой и осью абсцисс (рис. 1).

Фактически $A_{\rm деф}$ является суммой работ упругого удлинения ($A_{\rm упр}$), равномерного удлинения ($A_{\rm равн}$) и сосредоточенного удлинения ($A_{\rm соср}$). Для использования $A_{\rm деф}$ в ранжировании сталей по пластической деформируемости необходимо каждую из составляющих этой суммы относить к деформируемому объему испытуемого образца на стадиях упругой, равномерной и сосредоточенной деформации. Тем самым определяем удельные работы $a_{\rm упр}$, $a_{\rm равн}$ и $a_{\rm соср}$.

В случаях равномерного пластического удлинения $a_{\text{равн}} = A_{\text{равн}} / V_{\text{деф}}$, где деформируемый объем $V_{\text{деф}} = F_0 l_{\text{раб}} (F_0 и l_{\text{раб}} - начальные значения площади и рабочей длины испытуемого образца), а$



Рис. 1. Диаграмма растяжения (схема)

Fig. 1. Diagram of the tensile (scheme)

$$A_{\text{равн}} = \int_{0}^{\Delta L_{n}} P_{\Delta L} d(\Delta L).$$
(1)

В случае сосредоточенного удлинения, когда не представляется возможным зафиксировать деформируемый объем, удельную работу принято [1, 14, 15] определять через предельные напряжения

$$a_{\rm cocp} = \frac{\varepsilon_{\rm cocp} (S_{\rm K} - S_{\rm B})}{2}.$$
 (2)

В этом выражении $S_{\rm k}$ и $S_{\rm B}$ – истинные напряжения в точках «к» и «в», $\varepsilon_{\rm coop}$ – разность между истинными (логарифмическими) сужениями в точках «к» и «в» (см. рис. 1), т. е.

$$\varepsilon_{\rm cocp} = \varepsilon_{\kappa} - \varepsilon_{\rm B} = \ln\left(\frac{F_0}{F_{\kappa}}\right) - \ln\left(\frac{F_0}{F_{\rm B}}\right),\tag{3}$$

где F_0 – исходная площадь поперечного сечения образца; $F_{\rm R}$ и $F_{\rm K}$ – площади в точках «в» и «к».

Удельные работы отражают [16] деформируемость в виде предельных для данного металла работ, необратимых для формоизменений на отдельных этапах, и в этом качестве они фактически количественно отражают диссипацию энергии.

Другим отражением деформируемости является податливость. Термин предложен Г.А. Смирновым-Аляевым [17] как сопротивление деформации при ее возрастании от внешнего воздействия. Это качество металла естественно определять отнесением удельной работы к соответствующей ей деформации.

Таким образом, приходим к критериям податливости на различных стадиях пластического удлинения, выражаемых в виде отношений, которые фактически характеризуют темп диссипации энергии

$$\kappa_{\text{равн}} = \frac{a_{\text{равн}}}{\varepsilon_{\text{в}}}, \ \kappa_{\text{соср}} = \frac{a_{\text{соср}}}{\varepsilon_{\kappa}}.$$
(4)

В прикладном аспекте численные значения величин $a_{\text{равн}}, a_{\text{соср}}, \kappa_{\text{равн}}, \kappa_{\text{соср}}$ естественно использовать при ранжировании сталей различной прочности по поведению в эксплуатации и механической обработке (давлением и резание). Естественно, что стали, деформация которых сопровождается повышенными удельными работами, являются более работоспособными в эксплуатации и более технологичными в обработке давлением, но менее технологичными в обработке резанием. При этом стали, характеризующиеся высокими значениями критериев податливости, также являются более работоспособными в эксплуатации, но менее технологичными как в обработке давлением, так и в обработке резанием. Причем прогнозируемые условия в обработке давлением должны обеспечивать механическое воздействие на металл, не приводящее к локализации деформации, тогда как для резания требуется разрушение (с предварительной локализацией). Поэтому в случае обработки давлением в роли характеристики технологичности выступает к_{равн}, в случае резания – к_{соср}.

Таким образом, приходим к целесообразности, наряду с традиционным ранжированием по прочности и пластичности, ранжирования сталей по энергии, поглощаемой при деформации, как проявления диссипации.

Цель настоящей работы – опробование на практике количественной оценки проявления диссипации при деформации конструкционных сталей, характеризующихся различной прочностью.

Исследование проводили с использованием стандартных испытаний на растяжение образцов, изготовленных из сталей с различной прочностью, достигаемой за счет как химического состава (легирование), так и термической обработки, применяемых для изготовления деталей различного конструкционного назначения (табл. 1).

Растяжение со скоростью 10 мм/мин выполняли в соответствии с ГОСТ 1497 на испытательной машине модели Р-5-50, оборудованной программно-техническим комплексом, обеспечивающим определение и распечатку механических характеристик и кривой растяжения. Полученные кривые подвергали компьютерной обработке с аппроксимацией графиков в виде многочленов

$$P_i = \kappa_0 + \kappa_1 \Delta L_i + \kappa_2 \Delta L_i^2 + \kappa_3 \Delta L_i^3 a_4 \Delta L_i^4, \qquad (5)$$

используя для этого не менее 15 точек.

Выбранная аппроксимация, в максимальной степени упрощая интегрирование (1), позволяет [9] наиболее точно отразить детали всех участков диаграммы, что максимизирует точность определения $A_{\text{равн}}$ и $A_{\text{соср}}$, также $P_{\text{в}}$, $P_{\text{к}}$, $\Delta L_{\text{в}}$, $\Delta L_{\text{к}}$ (см. рис. 1), и, соответственно, $S_{\text{в}}$ и $S_{\text{к}}$, а также предела текучести ($\sigma_{0,2}$).

Полученный многочлен использовали как подынтегральную функцию при вычислении интеграла (1) в интервале пластических удлинений от 0 до $\Delta L_{\rm p}$.

Таблица 1

Марки и состояние сталей, рассматриваемых в работе

Порядковый номер	Марка	Термическая обработка	Примечание	
1	10			
2	20	Нормацизация*		
3	22К	пормализация		
4	20.20	Отжиг*	Стали перлитного класса	
5	JUATCA	Закалка (без отпуска)**		
6 – 8	30ХГСА	Закалка с последующим		
9	15X1M1Φ	отпуском***		
10 - 12	38ХН3МФА			
13	20X13		Сталь мартенситного класса	
14	08X18H10T			
15	08X18H10	A	Стали аустенитного	
16	12X18H10	Аустенизация	Klacca	
17	03Х21Н32М3Б		Ni – Сг-сплав	
18	02X18K9M5T	Закалка на мартенсит*	Мартенситно-стареющая	
19		Старение***	сталь	
20	VH59MEIO	Закалка на аустенит*		
21	λΠΟδΙΝΙΔΙΌ	Старение***	Сплав на никелевой основе	

Table 1. Brands and state of the steels co

^{*} Структурное состояние, характерное как для металла, подготавливаемого к технологическому холодному деформированию, так и применяемого в готовых изделиях.

** Вариант для сравнения.

*** Структурное состояние металла в готовых изделиях.

Численные значения є_в, необходимые для расчетов по уравнению (4), определяли, используя аппроксима-

ции (5), принимая
$$\varepsilon_{\rm B} = \ln \left(\frac{L_{\rm B}}{l_{\rm pab}} \right)$$
 и $L_{\rm B} = \Delta L_{\rm B} + l_{\rm pab}$.

Значения $\varepsilon_{\rm B}$ и $\varepsilon_{\rm K}$ в формуле (4) принимали за 100 % и, таким образом, критерии $\kappa_{\rm paBH}$ и $\kappa_{\rm cocp}$ приобретают смысл удельных работ, необходимых для увеличения численных значений ε на 1 %.

В табл. 2 представлены результаты испытаний на растяжения образов от всех рассматриваемых металлов (для удобства анализа приводимые данные располагаются в порядке возрастания прочности при сохранении порядковых номеров, представленных в табл. 1).

Как видно из приведенных данных, несмотря на то, что удельная работа (в) сосредоточенной деформации на порядок превышает удельную работу (при) равномерной деформации, критерии податливости на обеих стадиях деформации в достаточной степени соизмеримы ($\kappa_{\text{равн}} \cong 0.5 \kappa_{\text{соср}}$). Это можно рассматривать как проявление эволюции дислокационной структуры металла на разных стадиях его пластического деформирования, но при некоторых различиях, находящих объяснение в рассматриваемых моделях деформационной диссипации [18, 19].

В частности, принято считать, что в процессе самоорганизации диссипативной системы, каким является деформируемое поликристаллическое тело, плотность дислокаций служит внутренним параметром, управляющим эволюционным превращением субструктур. Рост сопротивления деформациям в диапазоне нагружения от S_{0.2} до S₂ является результатом деформационного упрочнения, обусловленного накоплением и диссипацией энергии при скольжении, размножении (увеличении плотности дислокаций р) и перестройке дислокаций на начальных этапах пластической деформации. Последнее связывается с переходом от клубковой дислокационной структуры к ячеистой ($\rho \approx 10^{10} \text{ см}^{-2}$) и далее к полосовой ($\rho \approx 10^{12} \text{ см}^{-2}$), фрагментированной в границах субструктуры ($\rho \approx 10^{14} \text{ см}^{-2}$). При превышении деформацией є определенных значений, механизм пластической деформации за счет квазиоднородного скольжения и размножения дислокаций практически исчерпывается. Новыми модами деформации становятся крупномасштабные сдвиги и повороты, формирующие дислокационно-дисклинационные мезоструктуры диссипативного типа (полосовые, фрагментированные). При этом темп диссипации замедляется.

Таблица 2

Результаты испытаний на растяжение

Table 2. Results of the tension test

Порядковый номер	<i>S</i> _{0,2}	S _B	S _K			a _{pabh}	a	K	K
(см. табл. 1)	0,2	МПа	K	ε _B	ε _κ	мДж/мм ³		условные единицы*	
14	210	838	1558	0,34	0,97	177	1164	5,2	12
1	228	317	896	0,18	1,3	50	858	2,8	6,6
17	233	841	1689	0,38	1,02	205	1285	5,4	12,6
15	282	928	1808	0,36	1,08	205	1480	5,7	13,7
2	299	472	957	0,14	0,88	55	660	3,9	7,5
3	371	615	1106	0,15	0,92	68	791	4,5	8,6
20	422	883	1992	0,39	0,99	410	1426	10,5	14,4
4	447	737	1099	0,10	0,48	69	442	6,9	9,2
9	497	749	1064	0,12	0,60	67	546	5,6	9,1
21	640	1109	1718	0,25	0,50	223	705	8,9	14,1
13	660	870	1272	0,10	0,56	67	599	6,7	10,7
10	830	1047	1571	0,08	0,75	60	983	7,5	13,1
8	895	987	1757	0,06	0,97	49	1329	8,1	13,7
18	898	1131	1690	0,03	1,25	21	1763	6,9	14,1
11	899	1065	1744	0,10	0,96	78	1363	7,8	14,2
16	945	1149	1768	0,11	0,76	87	1110	7,9	14,6
5	1240	1926	2323	0,05	0,31	64	657	12,8	21,2
7	1359	1577	2148	0,04	0,74	43	1376	10,7	18,6
6	1397	1832	2619	0,05	0,66	61	1472	12,1	22,3
12	1399	1464	2821	0,07	1,14	69	2816	9,8	24,7
19	1662	1939	2550	0,05	0,78	63	1747	12,5	22,4
Минимальные значения				0,03	0,31	21	442	2,8	6,6
Максимальные значения				0,39	1,3	410	2816	12,8	24,7
Средние значения	0,15	0,84	104	1170	7,7	14,2			
* Колищество м Π_{Y}/M^{3} требуемое или урелицения истиции у леформаций с на 1 %									

*Количество, мДж/мм³, требуемое для увеличения истинных деформаций є на 1 %.

Учитывая широкий диапазон прочности, характеризующей анализируемые стали, а также использование в анализе различных его видов, зависимость на рис. 2 можно считать достаточно универсальной в отношении черных металлов.

Характерно, что имеет место корреляционная связь между критериями податливости и предельными напряжениями на соответствующих стадиях растяжения (рис. 2).

Учитывая широкий диапазон прочности, характеризующей анализируемый объект исследования, зависимость на рис. 2 можно считать достаточно универсальной в отношении черных металлов. Последнее позволяет приближенно оценивать $\kappa_{\text{равн}}$, $\kappa_{\text{соср}}$ по известным значениям $S_{\text{в}}$ и $S_{\text{к}}$.

Выводы. Предложены энергетические критерии $a_{\text{равн}}, a_{\text{соср}}, \kappa_{\text{равн}}, \kappa_{\text{соср}}$ сопротивления сталей пластической деформации в процессе технологического и экс-

плуатационного нагружения, устанавливаемые при испытаниях на растяжение.

Выполнено ранжирование по предложенным критериям сталей различного класса.

Проявление предложенных механических характеристик рассмотрено с позиций диссипации энергии применительно к пластическому деформированию сталей разных классов и прочности.

Установлены корреляционные связи данных критериев с показателями предельных напряжений при равномерном деформировании и разрушении.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Иванова В.С. Синергетика: Прочность и разрушение металлических материалов. М.: Наука, 1992. 155 с.
- Плехов О.А., Пантелеев И.А., Наймарк О.Б. Накопление и диссипация энергии в металлах как результат структурно-скейлинговых переходов в ансамблях дефектов // Физическая мезомеханика. 2007. № 4. С. 5 – 13.



Рис. 2. Корреляционная связь между к_{соср}, к_{равн} и показателями прочности: $y = 0,005x + 1,47, R^2 = 0,85 (a); y = 0,009x - 1,54R^2, R^2 = 0,98 (d)$

Fig. 2. Correlation between κ_{conc} , κ_{unif} and strength index: y = 0.005x + 1.47, $R^2 = 0.85$ (a); y = 0.009x - 1.54, $R^2 = 0.98$ (d)

- Плехов О.А. Наймарк О.Б. Теоретическое и экспериментальное исследование диссипации энергии в процессе локализации деформации в железе // Прикладная механика и техническая физика. 2009. № 1. С. 153 – 164.
- Иванов А.М., Лукин Е.С. Особенности диссипации энергии конструкционных сталей // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2009. № 11. С. 46 – 49.
- Иванов А.М., Лукин Е.С. Прочность и диссипация энергии при пластической деформации образцов из трубной стали // Матер. Междунар. конф. «Живучесть и конструкционное материаловедение» – М.: ИМАШ РАН, 2012. С. 24 – 25.
- Костина А.А., Баяндин Ю.В., Плехов О.А. Моделирование процесса накопления и диссипации энергии при пластическом деформировании металлов // Физическая мезомеханика. 2014. Т. 17. С. 44 – 48.
- Пашинская Е.Г., Ткаченко В.М., Завдовеев А.В. Диссипация энергии при растяжении стали Ст3, полученной интенсивной пластической деформацией путем прокатки со сдвигом // Физика и техника высоких давлений. 2016. № 1. С. 20 – 26.
- Lukin E.S., Ivanov A.M., Vainer B.G. Thermal imaging investigations in experimental mechanics // Russian Journal of Nondestructive Testing. 2003. Vol. 39. No. 6. P. 472 – 477.
- Oliferuk W., Maj M. Stress strain curve and stored energy during uniaxial deformation of polycrystals // Turop. J. Mech. A. Solids. 2009. No. 28. P. 266 – 272.
- Benzerga A., Brechet Y., Needleman A., Van der Giessen E. The stored energy of cold work: Prediction from discrete dislocation plasticity //Acta Mater. 2005. No. 53. P. 4765 – 4779.

- Iziumova A., Vshivkov A., Prokhorov A. etc. The study of energy balance in metals under deformation and failure process // Quantitative InfraRed Thermography Journal. 2016. Vol. 13. P. 242 – 256.
- Vivier G., Trumel H., Hild F. On the stored and dissipated energies in heterogeneous rate – independent systems // Continuum Mechanics and Thermodynamics. 2009. Vol. 20. P. 411 – 427.
- Hodowany G., Ravichandran G., Rosakis A., Rosakis P. Partition of plastic work into heat and stored energy in metals // Experimental Mechanics. 2000. Vol. 20. No. 2. P. 113 – 120.
- Бугров Ю.В. Определение удельной работы пластической деформации при растяжении металлов // Заводская лаборатория. Диагностика металлов. 2012. № 3. С. 66 – 68.
- Гребеньков С. К. Деформационное упрочнение и структура термообработанных низкоуглеродистых мартенситных сталей: Дис...канд. техн. наук. – Пермь: ПНИПУ, 2014. – 167 с.
- 16. Глинер Р.Е., Катюхин Е.Б. Ранжирование металла по сопротивлению деформированию в механической обработке // Технология металлов. 2014. № 11. С. 9 – 16.
- Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. – Л.: Машиностроение, 1978. – 54 с.
- Синергетика и фракталы в материаловедении / В.С. Иванова, А.С. Баланин, И.Ж. Бунин, А.А. Оксогоев. – М.: Наука, 1994. – 383 с.
- Дранкин Б.М., Кононенко В.К., Безъязычный В.Ф. Свойства сплавов в экстремальном состоянии. – М.: Машиностроение, 2004. – 256 с.

Поступила 26 ноября 2015 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 739–744.

ESTIMATION OF MECHANICAL DEFORMABILITY OF METALS BASED ON ENERGY DISSIPATION

*R.E.Gliner*¹, *V.N. Dubinskii*¹, *E.B. Katyukhin*¹, *V.A. Pryanichnikov*²

 ¹ Nizhny Novgorod State Technical University named after R.Alexeev, Nizhny Novgorod, Russia
 ² JSC "VolgoStal'Proekt", Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. Steels of various strength classes were distributed and analyzed according to deformation resistance parameter. It is considered that the deformation process in the thermodynamic aspect appears to be a dissipative effect: a part of kinetic energy of the external mechanical action transfers to the internal energy of the deformable metal with the formation of a certain dislocation structure. Because of it the energy criteria were proposed for the deformability of metal, determined in the standard tensile test. The basis of these criteria is the deformation work, which was determined by the area of the tension diagram. In this case, the absorbed energy determines the unit rupture work, and the rate of energy absorption determines the metal deformation resistance

(compliance of plastic deformation). Quantitative assessment of dissipation effect demonstration with matching of the unit rupture work values and the compliance criteria was evaluated. The study was carried out using standard tensile tests of samples, made of steels with various strengths, achieved due to chemical composition (alloying) and heat treatment, used to manufacture products of various structural purposes. Herewith in the selected complex of steels, the yield strength range was 210-1660 MPa, the ultimate strength was 840-1940 MPa. Consequently, it was established that unit rupture work of the concentrated deformation much exceeds the unit rupture work of the uniform deformation. The criteria of the concentrated deformation compliance are much lower than the criteria of uniform deformation compliance, moreover, there is a noticeable correlation between it. The correlation can be considered as a demonstration of the structural evolution of metal in both stages of its deformation, in which, in the process of self-organization of dissipative system, such as deformable metal, the dislocation density serves as an internal parameter controlling the evolutionary transformation. The correlation between the compliance criteria and the ultimate stresses under uniform deformation and fracture was established. Thereby, the ranking of steels with different strengths per energy, absorbed during deformation, was conducted. In the applied aspect, the numerical values of the unit rupture work and the compliance criterion can be used for predicting the behavior of steels of various strength classes under mechanical treatment and mechanical action during operation.

Keywords: deformation, strain energy, strain resistance, energy dissipation, tension test, deformation work, strain resistance criteria.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-739-744

REFERENCES

- 1. Ivanova V.S. *Sinergetika: Prochnost'i razrushenie metallicheskikh materialov* [Synergetics: strength and destruction of metal materials]. Moscow: Nauka, 1992, 155 p. (In Russ.).
- Plekhov O.A., Panteleev I.A., Naimark O.B. nergy accumulation and dissipation in metals as a result of structural-scaling transitions in a mesodefect ensemble. *Physical Mesomechanics*. 2007, vol. 10, no. 5-6, pp. 296–301.
- Plekhov O.A. Naimark O.B. Theoretical and experimental study of energy dissipation in the course of strain localization in iron. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*. 2009, vol. 50, no. 1, pp. 127–136.
- Ivanov A.M., Lukin E.S. Peculiar features of energy dissipation of structural steels. Zavodskaya laboratoriya. *Diagnostika materialov*. 2009, no. 11, pp. 46–49. (In Russ.).
- Ivanov A.M., Lukin E.S. Strength and energy dissipation during plastic deformation of samples from tube steel. In: *Materialy Mezhdunarodnoi konferentsii "Zhivuchest' i konstruktsionnoe materialovedenie"*, 2012 g. [Materials of the International Conference "Vitality and Structural Material Science", 2012]. Moscow: IMASh RAN, pp. 24–25. (In Russ.).
- Kostina A.A, Bayandin Yu., Plekhov O.A. Modeling the process of energy accumulation and dissipation during plastic deformation of metals. *Fizicheskaya mezomekhanika*. 2014, vol. 17, pp. 44–48. (In Russ.).

- Pashinskaya E.G., Tkachenko V.M., Zavdoveev A.V. Dissipation of energy upon tension of steel st3, obtained by intense plastic deformation by rolling with shear. *Fizika i tekhnika vysokikh davlenii*. 2016, no. 1, pp. 20–26. (In Russ.).
- 8. Lukin E.S., Ivanov A.M., Vainer B.G. Thermal imaging investigations in experimental mechanics. *Russian Journal of Nondestructive Testing*. 2003, vol. 39, no. 6, pp. 472–477.
- Oliferuk W., Maj M. Stress strain curve and stored energy during uniaxial deformation of polycrystals. *Turop. J. Mech. A. Solids*. 2009, no. 28, pp. 266–272.
- Benzerga A., Brechet Y., Needleman A., Van der Giessen E. The stored energy of cold work: Prediction from discrete dislocation plasticity. *Acta Mater.* 2005, no. 53, pp. 4765–4779.
- Iziumova A., Vshivkov A., Prokhorov A., Kostina A., Plekhov O. The study of energy balance in metals under deformation and failure process. *Quantitative InfraRed Thermography Journal*. 2016, vol. 13, pp. 242–256.
- Vivier G., Trumel H., Hild F. On the stored and dissipated energies in heterogeneous rate - independent systems. *Continuum Mechanics* and *Thermodynamics*. 2009, vol. 20, pp. 411–427.
- **13.** Hodowany G., Ravichandran G., Rosakis A., Rosakis P. Partition of Plastic Work into Heat and Stored Energy in Metals. *Experimental Mechanics*. 2000, vol. 20, no. 2, pp. 113–120.
- 14. Bugrov Yu.V. Determination of specific work of plastic deformation while metal stretching. *Zavodskaya laboratoriya*. *Diagnostika metallov*. 2012, no. 3, pp. 66–68. (In Russ.).
- 15. Greben'kov S.K. Deformatsionnoe uprochnenie i struktura termoobrabotannykh nizkouglerodistykh martensitnykh stalei: Dis...kand. tekhn. nauk [Strain hardening and structure of heat-treated low-carbon martensite steels: Cand. Tech. Sci. Diss.]. Perm: PNIPU, 2014, 167 p. (In Russ.).
- Gliner R.E., Katyukhin E.B. Ranking of metals by deformation resistance while mechanical treatment. *Tekhnologiya metallov*. 2014, no. 11, pp. 9–16. (In Russ.).
- Smirnov-Alyaev G.A. Soprotivlenie materialov plasticheskomu deformirovaniyu [Resistance of materials to plastic deformation]. Leningrad: Mashinostroenie, 1978, p. 54. (In Russ.).
- Ivanova V.S., Balankin A.S., Bunin I.Zh., Oksogoev A.A. Sinergetika i fraktaly v materialovedenii [Synergetics and fractals in materials science]. Moscow: Nauka, 1994, 383 p. (In Russ.).
- Drankin B.M., Kononenko V.K., Bez"yazychnyi V.F. Svoistva splavov v ekstremal'nom sostoyanii [Properties of alloys in the extreme state]. Moscow: Mashinostroenie, 2004, 256 p. (In Russ.).

Information about the authors:

R.E. Gliner, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Materials Science, Technology of Materials and Heat Treatment of Metals" (gleen1@yandex.ru)

V.N. Dubinskii, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair "Materials Science, Technology of Materials and Heat Treatment of Metals"

E.B. Katyukhin, Postgraduate of the Chair "Materials Science, Technology of Materials and Heat Treatment of Metals"

V.A. Pryanichnikov, Cand. Sci. (Eng.), Deputy Director

Received November 26, 2015

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 745 – 751. © 2017. Куфтырев Р.Ю., Полушин Н.И., Котельникова О.С., Лаптев А.И., Сорокин М.Н.

УДК 539.538; 622.24.051.624

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ РСД РЕЖУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ, ПРИМЕНЯЕМЫХ ДЛЯ КОМПЛЕКТАЦИИ РДС БУРОВЫХ ДОЛОТ*

*Куфтырев Р.Ю.*¹, начальник технологического отдела

Полушин Н.И.², к.т.н., зав. научно-исследовательской лабораторией сверхтвердых материалов Котельникова О.С.², инженер научно-исследовательской лаборатории сверхтвердых материалов Лаптев А.И.², д.т.н., ведущий научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории

сверхтвердых материалов (laptev@misis.ru)

Сорокин М.Н.², старший научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории

сверхтвердых материалов

¹ООО «Завод технической керамики»

(143360, Россия, Московская обл., Апрелевка, ул. Августовская, 1) ² Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)

Аннотация. В настоящей работе проведено исследование износостойкости режущих элементов PCD марки GES 1313 фирмы Е6 в виде цилиндров диаметром 13,44 мм и высотой 13 мм при резании гранита и абразивных кругов методом токарной обработки при различных скоростях, определена оптимальная скорость резания, получены сравнительные данные по резанию Мансуровского гранита и абразивных кругов марки 64C (SiC) с целью разработки рекомендаций по условиям испытания PCD режущих элементов. За характеристики износостойкости принимали отношение убыли объема алмазного слоя к объему снятого обрабатываемого материала или количество снятого обрабатываемого материала при одинаковой степени износа режущего элемента. В первом случае износостойкость оценивалась в относительных единицах, во втором случае в см³ по отношению износу задней поверхности в мм. При резании гранита скорость резания изменяли от 80 до 320 м/мин, при резании абразивных кругов скорость резания составляла 500 м/мин. Для расчета объема PCD режущих элементов в программе «Компас 3D» были построены 3D модели их изношенных частей, а также градуировочный график зависимости объема от площадки износа по задней режущей поверхности PCD. Угол резания составлял -22°. Показано, что изменение объемов изношенной части PCD при изменении углов резания от -20 до -25° меньше точности измерения площадки износа до значения износа 0,8 мм. Установлено, что увеличение скорости с 80 до 160 м/мин при резании гранита приводит к снижению износостойкости режущих элементов PCD в 12 раз. Относительный объемный износ PCD резцов при резании гранита составляет (0,01 – 0,02) 10⁻⁶, что в 20 раз меньше, чем при резании абразивных кругов марки 64С. Относительная износостойкость PCD резцов при резании абразивных кругов марки 64С не зависит от степени затупления по задней поверхности до значений 1,4 мм. Данная методика может быть рекомендована в качестве экспресс метода определения износостойкости PCD. Реализованный метод расчета объема с помощью программы «Компас 3D» или аналогичных инженерных программ изношенной части РСD может быть применен для оценки относительной износостойкости абразивных и режущих материалов.

Ключевые слова: PCD режущий элемент, PDC долото, алмазное буровое долото, резание гранита, износостойкость, угол резания, параметры износа, скорость резания.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-745-751

Развитие технологии поиска и добычи углеводородов методом бурения привело к появлению большой номенклатуры алмазного бурового инструмента [1-4]. Основным исполнительным механизмом при бурении является лопастное долото вращательного режущего типа. В качестве режущих элементов в настоящее время в основном используются двухслойные алмазно-твердо-

сплавные пластины (PCD), состоящие из твердосплавной подложки и алмазного композиционного режущего слоя, достигающего толщины 3 мм [5-8]. Режущие элементы долота движутся по забою скважины и режут породу. Такие алмазные долота получили название PDC долота. Стоимость долот составляет несколько процентов от общей стоимости скважины, но от их качества и стойкости на износ зависит скорость бурения, количество рейсов и максимальная протяженность проходки скважин, которые и определяют экономические показатели разработки скважин [9]. В настоящее время большое количество зарубежных компаний производит режущие элементы PCD [10-12]. PCD фирмы E6 имеют название Syndrill и представляют собой слой поликристаллических алмазов, синтезированных на подложку из твердого сплава под воздействием давления и

^{*} Работа выполнена в рамках федерального целевого проекта программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014 – 2020 годы» по ПНИ «Разработка технологии получения наноструктурированных материалов для несущих подложек с высокой ударной вязкостью» в рамках соглашения о предоставлении субсидии № 14.579.21.0093 от 27.07.2015 г. (уникальный идентификатор соглашения RFMEFI57915X0093) по комплексному проекту «Разработка технологи изготовления высокоэффективных долот горизонтального и наклонного бурения для нефтегазовой отрасли».

высокой температуры. Размер алмазных зерен в Syndrill колеблется от 20 до 40 мкм, средний размер частиц твердого сплава 3 – 6 мкм, а среднее содержание кобальта 13 %. Основными методами испытаний композитов PCD являются испытания на износостойкость и ударную прочность, поскольку композиция этих двух параметров характеризует пригодность режущих элементов к работе в буровых долотах. Различными фирмами производителей и потребителей композитов PCD предлагаются разные методики их испытаний [10 – 14]. В работе [14] контроль качества режущих элементов PDC предложено проводить не менее, чем по трем критериям:

 стойкости к скалыванию алмазного слоя при статическом нагружении (прочности);

 стойкости к разрушению при динамической нагрузке (ударная прочность);

- стойкости к абразивному изнашиванию.

Критерием прочности является минимальное механическое напряжение, вызывающее скол рабочей кромки режущих элементов PCD. Это механическое напряжение должно превышать возможное давление на резец, вызванное самой твердой частью разрушаемой породы. От значения прочности зависят максимальный крутящий момент долота и твердость разбуриваемой породы. Чем выше прочность режущих элементов PCD, тем больший крутящий момент можно приложить к лопастям долота.

Фирма Еб [10] проводит испытания своих режущих элементов на износостойкость методом точения заготовки мелкозернистого или среднезернистого гранита прочностью не менее 220 МПа при следующих условиях: частота вращения 54 об/мин (40-160 м/мин); глубина резания 0,25 мм; скорость подачи 4,5 мм/об; охлаждение – вода. Данный вид испытания имитирует работу РСД резцов в буровых долотах, так как в зависимости расположения резцов от центра вращения долота они имеют разные скорости резания, а значит и различные температурные условия. Подобным образом проводят испытания и на предприятии Буринтех [15-16] при следующих режимах: частота вращения 63 об/мин; скорость подачи 1,6 мм/об; глубина резания 1 мм; минимальный радиус 25 мм; максимальный радиус заготовки гранита 400 мм.

Тестирование резцов фирмой LANDS Superabrasives [11] при определении износостойкости производится сверлением гранита под большой нагрузкой на вертикальном токарном станке с револьверной головкой. Износостойкость определяется по разнице в весе резца перед началом испытаний и после заданного количества проходок в граните.

Из-за большого количества металлической фазы в алмазном слое термостойкость композитов PCD не превышает 700 °C. Пониженная термостойкость PCD композитов связана с наличием большого количества металлической фазы (кобальта) в алмазном слое и характерна для других алмазных композитов с большим содержанием сплавов-катализаторов в их структуре [17 – 18]. Механизм снижения прочностных свойств PCD композитов связан с возникновением механических напряжений из-за большого различия линейных коэффициентов термического расширения алмазной и металлической фаз и возможного обратного превращения алмазной фазы в графит при нагреве PCD композитов [12]. Удаление металлической фазы методом химического или электрохимического вытравливания [19 – 21] из приповерхностной зоны алмазного режущего слоя глубиной до 100 мкм и более приводит к повышению износостойкости при незначительном снижении ударопрочности [10 – 12].

Цель настоящей работы – определение износостойкости режущих элементов PCD при резании гранита и абразивных кругов методом токарной обработки при различных скоростях, определение оптимальной скорости резания, получение сравнительных данных по резанию гранита и абразивных кругов и разработка рекомендаций по условиям испытания PCD режущих материалов. За характеристики износостойкости принимали отношение убыли объема алмазного слоя к объему снятого обрабатываемого материала или количество снятого обрабатываемого материала при одинаковой степени износа режущего элемента. В первом случае износостойкость оценивается в относительных единицах, во втором случае в см³ по отношению износу задней поверхности в мм.

В качестве режущих элементов использовали РСD марки GES 1313 производства фирмы Е6 в виде цилиндров диаметром 13,44 мм и высотой 13 мм, состоящие из твердосплавной подложки и композиционного алмазного слоя толщиной 2 мм. По образующей алмазного слоя была выполнена упрочняющая фаска размером 0,4×45°. В работе применялся метод механического закрепления РСD в державку резца с углом резания -22°. Обработку резанием цилиндрических образцов Мансуровского гранита диаметром 200 мм и абразивных кругов марки 64C 300×40×76 25 CM2 35 м/с ГОСТ 2424-83 ЧАЗ диаметром 300 мм проводили на токарно-револьверном станке 16К20. Режимы резания гранита: скорость 320, 160 и 80 м/мин; скорость подачи 0,2 мм/об; глубина резания 0,25 мм; СОТС – эмульсол ЭГТ. Режимы резания абразивных кругов: скорость 500 м/мин; скорость подачи 0,1 мм/об; глубина резания 0,1 мм; СОТС – эмульсол ЭГТ. Режимы определения износостойкости алмазных композиционных материалов при резании абразивных кругов являются общепринятыми [22]. Свойства Мансуровского гранита показаны ниже.

	плагиоклаз – 39;
	калиевый полевой
Muuanavaruu aaaran 9/	шпат – 27;
Минералогический состав, 76	кварц – 24;
	мусковит – 8;
	эпидот – 2

Средняя плотность, кг/м ³	2710
Истинная плотность, кг/м ³	2730
Предел прочности при сжатии породы в сухом состоянии, МПа	169
Снижение прочности при сжатии породы при водонасыщении, %	13
Водопоглощение, %	0,48
Истираемость, г/см ²	0,4
Потеря прочности горной породы после 100 циклов замораживания–оттаивания, %	17
Морозостойкость: количество циклов попеременного замораживания и оттаивания (марка по морозостойкости)	100 (F100)

После проведения цикла резания геометрическим методом определяли объем снятого обрабатываемого материал и убыль алмазного слоя. Для определения объема снятого материала определяли диаметры заготовок до и после обработки. Для определения убыли алмазного слоя проводили измерение затупления его по задней поверхности на измерительном микроскопе марки УИМ-21. По градуировочному графику, построенному с помощью конструкторской программы «Компас» (рис. 1), рассчитывали его объем. Данные, представленные на рис. 1, аппроксимированы формулой

 $v = 0.0981h^3 + 0.0873h^2 - 0.0082h; R^2 = 1,$

где v – объем изношенной части PCD; h – размер износа по задней поверхности, мм; R – коэффициент корреляции.

При установке резца возможна некоторая вариативность угла резания в зависимости от диаметра обраба-



Рис. 1. Зависимость объема снятого алмазного слоя образца PCD резца от размера износа по его задней поверхности для различных углов резания:

 $-20^{\circ}\,(1);\,-22^{\circ}\,(2);\,-25^{\circ}\,(3);$ диаметр образца PCD 13,44 мм; фаска $0,\!4{\times}45^{\circ}$

Fig. 1. Dependence of the volume of removed diamond layer of PCD cutter sample on the wear size along its back surface for different cutting angles:

 -20° (1); -22° (2); -25° (3); the diameter of the PCD sample is 13.44 mm; chamfer 0.4 mm×45°

тываемой детали, смещения от центра обрабатываемой детали и т. д. Поэтому проведена оценка влияния угла резания на рассчитанные значения объема изношенной части алмазного слоя. Установлено, что при изменении угла резания от 20° до 25° при износе до 0,8 мм отличия в объемах изношенных частей PCD составляют значения, отличающиеся меньше, чем точность измерения размеров износа. Зная объемы и плотности алмазного слоя и обрабатываемого материала, а также длину пути резания, можно получить любые требуемые параметры износостойкости.

На рис. 2 приведены фотографии PCD резцов с площадками износа: на рис. 2, a после испытаний при резании гранита, а на рис. 2, δ при резании абразивного круга. Характер износа PCD резцов зависит от материала обработки. При обработке изношенная часть PCD резцов является более рельефной, а при обработке абразивного круга более ровной. На рис. 3 представлены 3D модели изношенных частей PCD резцов с фаской в зависимости от степени износа.



Рис. 2. Площадки износа образца PCD после абразивных испытаний:

a – при резании гранита;
б- при резании абразивного круга марки 64
C

Fig. 2. Areas of wear of the PCD sample after abrasive testing: a – when cutting granite, δ – when cutting abrasive wheels of 64C grade



а – начальный износ; *б* – износ в пределах фаски; *в* – износ в пределах алмазного слоя

Fig. 3. Forms of worn parts of PDC chamfered bits for various degrees of wear: a – initial wear; δ – wear within the chamfer; s – wear within the diamond layer

На рис. 4 представлены зависимости размера износа резца по задней поверхности в мм от объема снятого гранита в см³ при трех скростях резания. Износ 0,7 мм на задней поверхности РСD резца образуется при обработке гранита при скорости резания в 80 м/мин в 12 раз больше по объему, чем при скорости резания 160 м/мин, и в 20 раз больше, чем при скорости резания 320 м/мин.

На рис. 5 представлены зависимости относительной износостойкости PCD резцов от скорости резания при обработке гранита в зависимости от степени затупления режущих элементов. Износостойкость оценивали по отношению расхода объема алмазного слоя PCD резца к объему снятого гранита. Графики рис. 5 получены расчетным методом по аппроксимирующим формулам при математической обработке экспериментальных значений. При резании гранита затупление PCD резцов более 0,8 мм не достигали из-за возникающей вибрции, связанной с увеличением силы резания.

При резании гранита со скоростью 160 м/мин и, особенно, со скоростью 320 м/мин, наблюдается ли-

нейное увеличение относительного износа PCD резцов от степени их затупления. Следовательно, скорость резания гранита режущими элементами PCD не должна превышать 80 – 100 м/мин. На рис. 6 представлены экспериментальные данные зависимости износа PCD от объема снятого гранита при скорости резания 80 м/мин.

Кривые износа PCD резцов, представленные на рис. 6, имеют классический вид [23 – 24], быстрый износ до значения 0,3 мм, затем низкий износ до затупления 0,5 мм и далее снова быстрый катастрофический износ. При скоростях резания в 160 и 320 м/мин износ PCD резцов носит линейный характер в зависимости от объема снятого гранита.

На рис. 7, 8 представлены экспериментальные зависимости по износу PCD резцов при обработке абразивных кругов. Как следует из представленных на рис. 8 данных, относительный расход PCD резцов не зависит от степени затупления до износа 1,4 мм и составляет $(1,5-2,0)\cdot10^{-6}$, что примерно в 20 раз больше, чем при резании гранита со скоростью 80 м/мин



Рис. 4. Зависимость износа PCD резца от объема снятого гранита при различных скоростях резания, м/мин: I-80; 2-160; 3-320





Рис. 5. Зависимость съема гранита в относительных единицах от износа PCD резцов при различных скоростях резания, м/мин: I - 80; 2 - 160; 3 - 320

Fig. 5. Dependence of granite removal in relative units from the wear of PCD bits at different cutting speeds at m/min: l - 80; 2 - 160; 3 - 320



Рис. 6. Зависимость износа PCD от объема снятого гранита при скорости резания 80 м/мин

Fig. 6. Dependence of PCD wear on the volume of removed granite at a cutting speed of 80 m/min



Рис. 7. Зависимость съема абразива от износа PCD по задней поверхности

Fig. 7. Dependence of abrasive removal on PCD wear on the back surface

 $((0,01-0,02)\cdot 10^{-6})$ при степени затупления до 0,8 мм. При этом минимальный относительный расход PCD резцов наблюдается при степени затупления от 0,3 до 0,6 мм (рис. 9).

Выводы. В результате изучения процесса резания режущими элементами, изготовленными из алмазных композитов типа PCD, установлено:

увеличение скорости с 80 до 160 м/мин при резании гранита приводит к снижению износостойкости режущих элементов PCD в 12 раз;

– относительный объемный износ PCD резцов при резании гранита со скоростью 80 м/мин составляет $(0,01-0,02)\cdot10^{-6}$, что в 20 раз меньше, чем при резании абразивных кругов марки 64С;

– относительная износостойкость PCD резцов при резании абразивных кругов марки 64С не зависит от степени затупления по задней поверхности до значений 1,4 мм. Испытания износостойкости PCD методом



Рис. 8. Зависимость относительного объемного износа PCD при резании абразивного круга от степени износа PCD

Fig. 8. Dependence of the relative volumetric PCD wear on the PCD wear degree at cutting the abrasive wheel



Рис. 9. Зависимость относительного износа PCD при резании гранита от степени износа PCD по задней поверхности

Fig. 9. Dependence of the relative PCD wear on the PCD wear degree on the back surface at granite cutting

точения абразивных кругов марки 64С могут быть рекомендованы в качестве экспресс метода определения износостойкости PCD;

 – реализованный метод расчета убыли объема PCD с помощью программы «Компас 3D» или аналогичных инженерных программ может быть применен для оценки относительной износостойкости абразивных и режущих материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Бессон А., Берр Б., Диллард С. и др. Новый взгляд на режущие элементы буровых долот // Нефтегазовое обозрение. 2002. Весна. С. 4 – 31.
- Scott D.E. The history and impact of synthetic diamond cutters and diamond enhanced inserts on the oil and gas industry // Industrial Diamond Review. 2006. No. 1. P. 48 – 58.

- Konyashin I., Zaitsev A.A., Sidorenko D. etc. On the mechanism of obtaining functionally graded hardmetals // Materials Letters. 2017. Vol. 186. P. 142 – 145.
- Bellin F., Dourfaye A., King W., Thigpen M. Development and application of polycrystalline diamond compact bits have overcome complex challenges from the difficulty of reliably mounting PDC cutters in bit bodies to accelerated thermal wear // World oil. 2010. No. 9. P. 41 – 46.
- Belnap D., Griffo A. Homogenous and structured PDC/WC-Co materials for drilling // Diamond and Related Materials. 2004. 13(10). P. 1914 – 1922.
- Zacny K. Fracture and fatigue of polycrystalline-diamond compacts // Society of Petroleum Engineers. 2012. Vol. 27(1). P. 145 – 157.
- Bellin F., Dourfaye A., King W., Thigren M. The current state of PDC bit technology. Part 1. Development and application of polycrystalline diamond compact bits have overcome complex challenges from the difficulty of reliably mounting PDC cutters in bit bodies to accelerated thermal wear // World Oil. 2010. No. 9. P. 41 – 46.
- García-Marro F., Mestra A., Kanyanta V. etc. Contact damage and residual strength in polycrystalline diamond (PCD)// Diamond and Related Materials. 2016. No. 65. P. 131 – 136.
- Yahiaoui M., Laurent Gerbaud, Jean-Yves Paris etc. A study on PDC drill bits quality // Wear. 2013. Vol. 298 – 299. P. 32 – 41.
- 10. Diamond tools for the oil and gas industry companies Element Six. Available at URL:http://www.intech-diamond.com/almaznyereztsy-dlya-neftyanoj-i-gazovoj-promyshlennosti-kompaniielement-six.html. Accessed 15.04.2016.
- Cutters and performs from polycrystalline diamond (PDC, PCD, TSP) LANDS Superabrasives. Available at URL: http://nbt08.ru/ common/upload/HbT%20pe3ttbi.pdf. Accessed 15.04.2016.
- Сергейчев К.Ф. Алмазные CVD-покрытия режущих инструментов (обзор) // Успехи прикладной физики. 2015. Т. 3. № 4. С. 342 – 376.
- Garcia-Marro F., Mestra A., Kanyanta V. etc. Contact damadge and residual strength inpolycristalline diamond (PCD) // Diamond and related materials. 2016. No. 65. P. 131 – 136.
- Ненашев М.В., Ибатуллин И.Д., Журавлев А.Н., Косулин С.И. Технические средства и методики входного контроля качества

РDС зубков алмазных буровых долот // Известия Самарского НЦ РАН. 2011. Т. 13. № 4(3). С. 835 – 838.

- 15. Шарипов А.Н., Мингазов Р.Р. Долота для бурения по твердым породам // Бурение и нефть. 2012. № 12. С. 21 – 25.
- 16. Трушкин О.Б., Попов А.Н. Выбор долот РDС в соответствии с твердостью и абразивностью горных пород // Территория нефтегаз. 2015. № 6. С. 34 – 38.
- Elyutin A.V., Laptev A.I., Manukhin A.V. etc. Synthesis of polycrystalline carbonado diamonds from pyrographite // Doklady Chemistry. 2001. T. 378. № 4 – 6. C. 160 – 164.
- Лаптев А.И., Атабиев Р.Х., Полушин Н.И. и др. Прочность алмазов при изготовлении алмазного бурового инструмента // Материаловедение. 2013. № 7. С. 40 – 43.
- Durrand C.J., Skeem M.R., Crockett R.B., Hall D.R. Super-yard, thick, shaped PDC cutters for hard rock drilling: Development and test results // Proceedings Thirty-Fifth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University. Stanford, California, 2010. February 1-3. P. 1 – 8. (SGP-TR-188).
- 20. Полушин Н.И., Овчинникова М.С., Сорокин М.Н. Снижение содержания металлов в алмазном слое поликристаллов РСD методом химического и электрохимического травления // Изв. вуз. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2017. № 2. С. 30 34.
- Pat. 20140352228 US. Humphrey Samkelo Lungisani Sithebe, Andrew Ndlovu. Method of processing polycrystalline diamond material. 2014.
- 22. Polushin N.I., Bogatyrev A.V., Laptev A.I., Sorokin M.N. Influence of the matrix composition, structure, and properties on the service life of a diamond drilling tool // Russian Journal of Non-Ferrous Metals. 2017. Vol. 58. No. 2. P. 174 – 179.
- Винников Н.П., Грабченко А.И., Гриценко Э.И. Лезвийный инструмент из сверхтвердых материалов: Справочник. – Киев: Тэхника, 1988. –118 с.
- 24. Обработка резанием деталей с покрытиями / С.А. Клименко, В.В. Коломиец, М.Л. Хейвец и др. – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.

Поступила 16 июня 2017 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 745–751.

WEAR RESISTANCE OF PCD COMPOSITES USED TO COMPLETE PDC DRILL BITS

*R.Yu. Kuftyrev*¹, *N.I. Polushin*², *O.S. Kotel'nikova*², *A.I. Laptev*², *M.N. Sorokin*²

¹LLC "Factory of Technical Ceramics", Aprelevka, Moscow Region, Russia

² National University of Science and Technology "MISIS" (MISIS), Moscow, Russia

Abstract. The wear resistance of PCD cutting elements of GES 1313 model of E6 in the form of cylinders with a diameter of 13.44 mm and a height of 13 mm was studied when cutting granite and abrasive wheels by turning at various speeds, with determining the optimum cutting speed and obtaining comparative cutting data for Mansurovsky Granite and abrasive wheels of 64C (SiC) grade in order to develop recommendations on the test conditions for PCD cutting elements. For the characteristics of wear resistance, the ratio of the decrease in the volume of diamond layer to the volume of the processed material (or the amount of the processed material) was taken into account for the same degree of wear of the cutting element. In the first case, the wear resistance was estimated in relative units, in the second case in cm3 according to the wear of the back surface in mm. When cutting granite, the cutting speed was changed from 80 to 320 m/min, when cutting abrasive wheels, the cutting speed was 500 m/min. To calculate the volume of PCD cutting elements

in the "Compass 3D" program, 3D models of their worn parts were designed, a calibration plot of the volume versus the wear size on the back cutting surface of the PCD was constructed. The cutting angle was -22°. It was shown that the change in the volume of the worn out part of the PCD is less than accuracy of the wear pad measurement to a wear value of 0.8 mm when the cutting angles varies from -20 to -25. It was found that an increase in the cutting speed from 80 m/min to 160 m/min while cutting granite in 12 times decreases the wear resistance of PCD cutting elements; the relative volume wear of PCD cutters when cutting granite is $(0.01 - 0.02) \cdot 10^{-6}$, which is 20 times less than at cutting abrasive wheels of 64C grade. The relative wear resistance of PCD cutters when cutting abrasive wheels of 64C grade does not depend on the degree of blunting on the back surface to 1.4 mm, this technique can be recommended as an express method for determining the wear resistance of PCD. The implemented method with the use of "Compass 3D" program or similar engineering programs to calculate the volume of worn out part of the PCD can be used to estimate the relative abrasion resistance of abrasive and cutting materials.

Keywords: PCD cutting element, PDC bit, diamond drill bit, granite cutting, wear resistance, cutting angle, wear parameters, cutting speed.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-745-751

REFERENCES

- 1. Besson A., Berr B., Dillard S., Dreik E., Aivi B., Aivi K., Smit R., Uotson G. A new look at cutting elements of drill bits. *Neftegazovoe obozrenie*. 2002, Vesna, pp. 4–31. (In Russ.).
- Scott D.E. The history and impact of synthetic diamond cutters and diamond enhanced inserts on the oil and gas industry. *Industrial Diamond Review*. 2006, no. 1, pp. 48–58.
- Konyashin I., Zaitsev A.A., Sidorenko D., Levashov E.A., Konischev S.N., Sorokin M., Hlawatschek S., Ries B., Mazilkin A.A., Lauterbach S., Kleebe H.-J. On the mechanism of obtaining functionally graded hardmetals. *Materials Letters*. 2017, vol. 186, pp. 142–145.
- Bellin F., Dourfaye A., King W., Thigpen M. Development and application of polycrystalline diamond compact bits have overcome complex challenges from the difficulty of reliably mounting PDC cutters in bit bodies to accelerated thermal wear. *World oil.* 2010, no. 9, pp. 41–46.
- Belnap D., Griffo A. Homogenous and structured PDC/WC-Co materials for drilling. *Diamond and Related Materials*. 2004, vol. 13, Issue 10, pp. 1914–1922.
- Zacny K. Fracture and fatigue of polycrystalline-diamond compacts. Society of Petroleum Engineers. 2012, vol. 27, no. 1, pp. 145–157.
- Bellin F., Dourfaye A., King W., Thigren M. The current state of PDC bit technology. Part 1. Development and application of polycrystalline diamond compact bits have overcome complex challenges from the difficulty of reliably mounting PDC cutters in bit bodies to accelerated thermal wear. *World Oil*. 2010, no. 9, pp. 41–46.
- García-Marro F., Mestra A., Kanyanta V., Maweja K., Ozbayraktar S., Llanes L. Contact damage and residual strength in polycrystalline diamond (PCD). *Diamond and Related Materials*. 2016, no. 65, pp. 131–136.
- Yahiaoui M., Laurent Gerbaud, Jean-Yves Paris, Jean Denape, Alfazazi Dourfaye. A study on PDC drill bits quality. *Wear*. 2013, vol. 298-299, pp. 32–41.
- Diamond tools for the oil and gas industry companies Element Six. Available at URL: http://www.intech-diamond.com/almaznye-reztsy-dlya-neftyanoj-i-gazovoj-promyshlennosti-kompanii-elementsix.html. Accessed 15.04.2016;
- Cutters and performs from polycrystalline diamond (PDC, PCD, TSP) LANDS Superabrasives. Available at URL: http://nbt08.ru/ common/upload/HБТ%20резцы.pdf. Accessed 15.04.2016.
- Sergeichev K.F. Diamond CVD coatings for cutting tools (overview). Uspekhi prikladnoi fiziki. 2015, vol. 3, no. 4, pp. 342–376. (In Russ.).
- Garcia-Marro F., Mestra A., Kanyanta V., Maweja K., Ozbayraktar S., Llanes L. Contact damage and residual strength in polycristalline diamond (PCD). *Diamond and related materials*. 2016, no. 65, pp. 131–136.
- Nenashev M.V., Ibatullin I.D., Zhuravlev A.N., Kosulin S.I. Technical means and techniques for incoming quality control of PDC teeth of diamond drill bits. *Izvestiya Samarskogo NTs RAN*. 2011, vol. 13, no. 4(3), pp. 835–838. (In Russ.).
- 15. Sharipov A.N., Mingazov R.R. Drill bits for hard rock. *Burenie i neft*'. 2012, no. 12, pp. 21–25. (In Russ.).

- Trushkin O.B., Popov A.N. Choice of PDC bits in accordance to hardness and abrasiveness of rocks. *Territoriya neftegaz.* 2015, no. 6, pp. 34–38. (In Russ.).
- Elyutin A.V., Laptev A.I., Manukhin A.V., Sannikov D.S., Kryukova L.M. Synthesis of polycrystalline carbonado diamonds from pyrographite. *Doklady Chemistry*. 2001, vol. 378, no. 4-6, pp. 160–164.
- Laptev A.I., Atabiev R.Kh., Polushin N.I., Elyutin A.V., Perfilov S.A., Tleuzhev A.B., Kushkhabiev A.S. Durability of diamonds at manufacture of diamond drilling tools. *Materialovedenie*. 2013, no. 7, pp. 40–43. (In Russ.).
- Durrand C.J., Skeem M.R., Crockett R.B., Hall D.R. Super-yard, thick, shaped PDC cutters for hard rock drilling: Development and test results. In: *Proceedings Thirty-Fifth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University. Stanford, California,* 2010. February 1-3, pp. 1–8. (SGP-TR-188).
- 20. Polushin N.I., Ovchinnikova M.S., Sorokin M.N. Reduction of metal content in diamond layer of PCD polycrystals by the chemical and electrochemical etching method. *Izv. Vuz. Poroshkovaya metallurgiya i funktsional'nye pokrytiya.* 2017, no. 2, pp. 30–34. (In Russ.).
- Humphrey Samkelo Lungisani Sithebe, Andrew Ndlovu. *Method of processing polycrystalline diamond material*. Patent 20140352228 (US). 2014.
- 22. Polushin N.I., Bogatyrev A.V., Laptev A.I., Sorokin M.N. Influence of the matrix composition, structure, and properties on the service life of a diamond drilling tool. *Russian Journal of Non-Ferrous Metals*. 2017, vol. 58, no. 2, pp. 174–179.
- Vinnikov N.P., Grabchenko A.I., Gritsenko E.I. *Lezviinyi instrument* iz sverkhtverdykh materialov: Spravochnik [Blade tool of superhard materials: Handbook]. Kiev: Tekhnika, 1988, 118 p. (In Russ.).
- 24. Klimenko S.A., Kolomiets V.V., Kheivets M.L., Pilipenko A.M., Mel'niichuk Yu.A., Burykin V.V. Obrabotka rezaniem detalei s pokrytiyami [Cutting of parts with coatings]. Kiev: ISM im. V.N. Bakulya NAN Ukrainy, 2011, 353 p. (In Russ.).
- Acknowledgements. The work was carried out within the framework of the federal project "Research and development for priority areas of development of scientific and technological complex of Russia for 2014 – 2020 years "under" Development technologies for obtaining nanostructured materials for carrier substrates with high impact strength" agreement on granting subsidy No. 14.579.21.0093 from 27.07.2015 (the unique identifier of the agreement is RFMEFI57915X0093) for the complex project "Development technology for manufacturing high-performance bits for horizontal and inclined drilling for the oil and gas industry".

Information about the authors:

R.Yu. Kuftyrev, Head of Technological Department

N.I. Polushin, Cand. Sci. (Eng.), Head of the Laboratory "Superhard Materials"

O.S. Kotel'nikova, Engineer of the Laboratory "Superhard Materials" **A.I. Laptev**, Dr. Sci. (Eng.), Leading Researcher of the Laboratory "Superhard Materials" (laptev@misis.ru)

M.N. Sorokin, Senior Researcher of the Laboratory "Superhard materials"

Received June 16, 2017

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 752 – 758. © 2017. Бабенко А.А., Жучков В.И., Леонтьев Л.И., Уполовникова А.Г., Конышев А.А.

УДК: 669.187.28.539.55

РАВНОВЕСНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ БОРА МЕЖДУ МЕТАЛЛОМ СИСТЕМЫ Fe-C-Si-AI И БОРСОДЕРЖАЩИМ ШЛАКОМ*

Бабенко А.А.^{1,2}, д.т.н., главный научный сотрудник лаборатории пирометаллургии

цветных металлов

Жучков В.И.^{1,2}, д.т.н., профессор, главный научный сотрудник

Леонтьев Л.И.^{3, 4, 5}, академик РАН, советник, д.т.н., профессор, главный научный сотрудник

Уполовникова А.Г.¹, к.т.н., старший научный сотрудник (upol.ru@mail.ru)

Конышев А.А.^{1,2}, ведущий инженер, аспирант

¹Институт металлургии УрО РАН

(620016, Россия, Екатеринбург, ул. Амундсена, 101)

² Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина

(620002, Россия, Екатеринбург, ул. Мира, 19)

³ Президиум РАН

(119991, Россия, Москва, Ленинский пр., 32a) ⁴ Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН

(119334, Россия, Москва, Ленинский пр., 49)

⁵ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

(119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)

Аннотация. Используя программный комплекс HSC 6.1 Chemistry (Outokumpu) в совокупности с применением симплекс-решетчатого планирования, проведено термодинамическое моделирование равновесного распределения бора между железом, содержащим 0,2 % C, 0,35 % Si, 0,028 % A1 (в данном выражении и далее по тексту указаны % по массе), и шлаком системы CaO-SiO₂-Al₂O₂-8 % MgO - 4 % B₂O₂ в широком диапазоне химического состава при температурах 1550 и 1600 °С. Для каждой температуры получены адекватные математические модели в виде приведенного полинома III степени, описывающие равновесное распределение бора между шлаком и металлом в зависимости от состава шлака. Результаты математического моделирования представлены графически в виде диаграмм состав – равновесное распределение бора. Отмечено заметное влияние основности шлака на коэффициент распределения бора. Так, повышение основности шлака с 5 до 8 при температуре 1550 °С приводит к уменьшению коэффициента распределения бора с 160 до 120 и, как следствие, повышению содержания бора в металле с 0,021 % при $L_{\rm R}$ = 159 до 0,026 % при $L_{\rm R}$ = 121, т. е. рост основности шлака благоприятно сказывается на развитии процесса восстановления бора. Положительное влияние основности формируемых шлаков в изучаемом диапазоне химического состава на процесс восстановления бора объясняется с позиции фазового состава шлака и термодинамики реакций восстановления бора. Рост температуры металла отрицательно сказывается на восстановлении бора. С повышением температуры до 1600 °C увеличивается в среднем на 10 единиц равновесный коэффициент распределения бора. На диаграммах выделены области химического состава шлаков, содержащих 53 – 58 % CaO, 8,5 – 10,5 % SiO, и 20 – 27 % Al₂O₃, обеспечивающих в интервале температур 1550 и 1600 °С коэффициенты распределения бора на уровне 140-170 и позволяющие ожидать при содержании 4 % В.О. в исходном шлаке концентрацию бора в металле на уровне 0,020 % при $L_{\rm B} = 168$ и 0,023 % при $L_{\rm B} = 139$.

Ключевые слова: бор, металл, шлак, межфазное распределение, планирование эксперимента, термодинамическое моделирование, диаграммы состав – свойства.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-752-758

Развитие металлургического комплекса страны ставит перед металлургами в ряду приоритетных задач обеспечение конкурентоспособной металлопродукцией за счет повышения качества и снижения себестоимости. Перспективным направлением решения задачи является микролегирование стали, которое достаточно широко применяется в промышленности в связи с обеспечением высоких механических свойств в сочетании с пониженной стоимостью [1 – 11]. Особое место среди микролегирующих элементов занимает бор, введение которого в металл в количествах 0,001 – 0,005 % дает возможность увеличить прочность стали без снижения пластичности [4 – 11].

Микролегирование стали бором осуществляют, как правило, за счет присадок борсодержащих ферросплавов, использование которых увеличивает себестоимость стали. Одним из направлений решения проблемы себестоимости может быть микролегирование стали бором путем его восстановления из оксидных борсодержащих систем [12 – 16].

В работе приведены результаты термодинамического моделирования равновесного распределения бора между шлаком и металлом. Несмотря на то, что реакции, протекающие в сталеплавильных агрегатах,

^{*} Исследование выполнено при поддержке гранта Росссийского научного фонда (проект №16-19-10435).

как правило, далеки от состояния равновесия, знание условий его достижения важны с практической точки зрения. Они, например, позволяют оценить поведение бора в сложных оксидных и металлических фазах, предсказать оптимальные условия получения конечного продукта заданного состава и определить наиболее рациональные приемы ведения процесса.

Термодинамическое моделирование равновесного распределения бора между шлаком и металлом производилось с использованием программного комплекса HSC 6.1 Chemistry (Outokumpu), основанном на минимизации энергии Гиббса и вариационных принципах термодинамики [17] с применением симплекс-решетчатого планирования, сущность которого заключается в построении математической модели, связывающей получаемые свойства с содержанием компонентов смеси [18 – 20].

При построении матрицы планирования на переменные составляющие системы CaO–SiO₂–Al₂O₃–MgO– -B₂O₃ были наложены ограничения: CaO/SiO₂ = 5 – 8; 15 – 30 % Al₂O₃; 8 % MgO и 4 % B₂O₃. В результате наложения ограничений на изменение компонентов в системе, исследованная область представлена локальным симплексом в виде двух концентрационных треугольников, вершинами которых являются псевдокомпоненты Y_1 , Y_2 , Y_3 и Y_4 . В табл. 1 приведена матрица планирования. Представлены результаты термодинамического моделирования равновесного распределения бора между шлаком системы $CaO-SiO_2-Al_2O_3 - 8$ % MgO - 4 % B_2O_3 , соответствующим химическому составу 16 точек плана локального симплекса (табл. 1), и металлом, содержащим 0,2 % C, 0,35 Si и 0,028 % Al (табл. 2). Моделирование выполнено для температуры 1550 и 1600 °C, рабочей массы тела 100 кг (90 % металла и 10 % шлака) при давлении воздуха окружающей среды в системе 0,1 МПа.

Для описания зависимости равновесного распределения бора между шлаком и металлом ($L_{\rm B}$) от состава шлака в качестве аппроксимирующей модели был выбран приведенный полином третьей степени, коэффициенты которого рассчитаны с использованием данных, приведенных в табл. 1 и 2. Искомые уравнения имеют следующий вид.

• Для концентрационного треугольника *Y*₁*Y*₂*Y*₃ локального симплекса и температуры 1550 °С:

$$L_{\rm B} = 167x_1 + 125x_2 + 117x_3 - 15,75x_1x_2 - 11,25x_1x_3 + + 4,5x_2x_3 - 6,75x_1x_2(x_1 - x_2) - 2,25x_1x_3(x_1 - x_3) - - 4,5x_2x_3(x_2 - x_3) + 4,5x_1x_2x_3;$$
(1)

• Для концентрационного треугольника $Y_1Y_2Y_3$ локального симплекса и температуры 1600 °С:

Таблица 1

Hower	Интоно	Состав шлака								
тошки шлака		в координ	натах псев,	докомпоне	нтов, дол.	в координатах исходных компонентов, % (по массе)				
точки	шлака	X ₁	X2	X3	X4	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃		
1	Y_1	1	0	0	0	60,9	12,1	15		
2	Y_2	0	1	0	0	64,9	8,1	15		
3	Y_3	0	0	1	0	51,6	6,4	30		
4	Y_4	0	0	0	1	48,4	9,6	30		
5	Y ₁₃	0,33	0,67	0	0	63,9	9,1	15		
6	Y ₁₃₂	0,33	0	0,67	0	55,1	7,9	25		
7	Y ₂₂	0	0,33	0,67	0	56,0	7,0	25		
8	Y ₁₂	0,67	0,33	0	0	62,6	10,4	15		
9	<i>Y</i> ₁₂₁	0,67	0	0,33	0	58,2	9,8	20		
10	Y ₂₁	0	0,67	0,33	0	60,5	7,5	20		
11	Y ₁₃₁	0,33	0,33	0,33	0	59,5	8,5	20		
12	Y ₄₁	0,33	0	0	0,67	52,5	10,5	25		
13	Y ₃₁	0	0	0,67	0,33	50,6	7,2	30		
14	Y ₄₂	0,67	0	0	0,33	56,7	11,3	20		
15	Y ₃₂	0	0	0,33	0,67	49,7	8,3	20		
16	Y ₁₂₂	0,33	0	0,33	0,33	53,9	9,1	25		

Матрица планирования *Table 1.* **Planning matrix**

Таблица 2

Результаты термодинамических расчетов равновесного содержания бора в металле и его распределения между шлаком и металлом

Номер	Индекс		1550 °C			1600 °C			
точки	шлака	[B]	(B ₂ O ₃)	$L_{\rm B} = ({\rm B_2O_3})/[{\rm B}]$	[B]	(B_2O_3)	$L_{\rm B} = ({\rm B_2O_3})/[{\rm B}]$		
1	Y_1	0,0201	3,357	167	0,0184	3,404	185		
2	Y_2	0,0255	3,187	125	0,0235	3,243	138		
3	Y_3	0,0268	3,136	117	0,0247	3,211	130		
4	Y_4	0,0217	3,320	153	0,02	3,360	168		
5	Y ₁₃	0,0239	3,227	135	0,022	3,300	150		
6	<i>Y</i> ₁₃₂	0,0245	3,210	131	0,0226	3,390	150		
7	Y ₂₂	0,0261	3,158	121	0,0241	3,229	134		
8	Y ₁₂	0,022	3,300	150	0,0202	3,353	166		
9	<i>Y</i> ₁₂₁	0,0222	3,286	148	0,0204	3,346	164		
10	Y ₂₁	0,0258	3,173	123	0,0238	3,237	136		
11	<i>Y</i> ₁₃₁	0,0241	3,230	134	0,0222	3,286	148		
12	Y ₄₁	0,021	3,339	159	0,0192	3,379	176		
13	Y ₃₁	0,0253	3,188	126	0,0233	3,239	139		
14	Y ₄₂	0,0204	3,346	164	0,0187	3,403	182		
15	Y ₃₂	0,0236	3,233	137	0,0217	3,255	150		
16	Y	0.0227	3.269	144	0.0209	3.323	159		

Table 2. Results of thermodynamic calculations of boron equilibrium content in the metal
and its distribution between slag and metal

$$L_{\rm B} = 185x_1 + 138x_2 + 130x_3 - 15,75x_1x_2 - 2,25x_1x_3 + + 4,5x_2x_3 - 2,25x_1x_2(x_1 - x_2) - 29,25x_1x_3(x_1 - x_3) - - 4,5x_2x_3(x_2 - x_3) - 40,5x_1x_2x_3;$$
(2)

• Для концентрационного треугольника $Y_1Y_4Y_3$ локального симплекса и температуры 1550 °C:

$$L_{\rm B} = 167x_1 + 153x_2 + 117x_3 + 6,75x_1x_2 - 11,25x_1x_3 - 15,75x_2x_3 + 2,25x_1x_2(x_1 - x_2) + 2,25x_1x_3(x_1 - x_3) - 6,75x_2x_3(x_2 - x_3) + 15,75x_1x_2x_3;$$
(3)

• Для концентрационного треугольника $Y_1Y_4Y_3$ локального симплекса и температуры 1600 °C:

$$L_{\rm B} = 185x_1 + 168x_2 + 130x_3 + 11,25x_1x_2 - 2,25x_1x_3 - 20,25x_2x_3 + 2,25x_1x_2(x_1 - x_2) - 29,25x_1x_3(x_1 - x_3) - 11,25x_2x_3(x_2 - x_3) - 20,25x_1x_2x_3,$$
(4)

где $L_{\rm B} = ({\rm B_2O_3})/[{\rm B}] - коэффициент распределения бора между шлаком и металлом; <math>x_i$ – содержание *i*-го компонента в шлаке в координатах псевдокомпонентов, доли единиц.

Перевод системы координат псевдокомпонентов (*x_i*) в координаты исходных компонентов (% по массе) осуществляется по формулам:

$$CaO = 60,9x_1 + 64,9x_2 + 51,6x_3 + 52,5x_4;$$

$$SiO_2 = 12,1x_1 + 8,1x_2 + 6,4x_3 + 10,5x_4;$$

$$Al_2O_3 = 15x_1 + 15x_2 + 30x_3 + 30x_4.$$

Уравнения (1) – (4) оказались адекватными при уровне значимости 0,01. С их помощью рассчитаны равновесные коэффициенты распределения бора между шлаком и металлом, необходимые для построения диаграмм состав – свойства.

Результаты исследования представлены в виде диаграмм равновесного распределения бора между шлаком и металлом системы CaO-SiO₂-Al₂O₃ с 8 % MgO и 4 % B₂O₃ при температурах 1550 и 1600 °C (рис. 1, 2). На диаграммах сплошными линиями обозначены изолинии равновесного межфазного распределения бора. Тонкими штрихпунктирными линиями нанесены основности шлака (CaO/SiO₂), цифрами – их значения.

Анализ приведенных диаграмм позволяет количественно оценить влияние температуры металла и химического состава шлака на распределение бора.



Рис. 1. Диаграмма межфазного распределения бора между шлаком системы CaO–SiO₂–Al₂O₃– 8 % MgO – 4 % B₂O₃ и металлом при температуре 1550 °C, L_B: I - 160; 2 - 150; 3 - 140; 4 - 130; 5 - 120

Fig. 1. Diagram of interphase distribution of boron between slag of CaO–SiO₂–Al₂O₃ – 8 % MgO – 4 % B₂O₃ system and metal at temperature of 1550 °C , *L*_B: *I* – 160; 2 – 150; 3 – 140; 4 – 130; 5 – 120



Рис. 2. Диаграмма межфазного распределения бора между шлаком системы CaO-SiO₂-Al₂O₃ - 8 % MgO - 4 % B₂O₃ и металлом при температуре 1600 °C, *L*_B: *I* - 170; 2 - 160; *3* - 150; *4* - 140

Fig. 2. Diagram of interphase distribution of boron between slag of CaO-SiO₂-Al₂O₃ – 8 % MgO – 4 % B₂O₃ system and metal at temperature of 1600 °C , $L_{\rm B}$: I - 170; 2 - 160; 3 - 150; 4 - 140

Заметное влияние на коэффициент распределения бора оказывает основность шлака. Повышение основности шлака с 5 до 8 при температуре 1550 °С приводит к уменьшению коэффициента распределения бора с 160 до 120 (см. рис. 1) и, как следствие, повышению содержания бора в металле с 0,021 % при $L_{\rm B}$ = 159 до 0,026 % при $L_{\rm B}$ = 121 (см. табл. 2), т. е. рост основности шлака благоприятно сказывается на развитии процесса восстановления бора.

Рост температуры металла отрицательно сказывается на восстановлении бора. С повышением температуры до 1600 °С увеличивается в среднем на 10 единиц равновесный коэффициент распределения бора (см. рис. 2), т. е. наблюдается ухудшение протекания восстановительного процесса.

Содержание Al₂O₃ в шлаке практически не влияет на равновесный коэффициент распределения бора.

Положительное влияние основности формируемых шлаков в изучаемом диапазоне химического состава на процесс восстановления бора можно качественно объяснить с позиции термодинамики реакций восстановления бора алюминием и кремнием и кремния алюминием (табл. 3).

Согласно приведенным данным, основным восстановителем бора является алюминий, который взаимодействует с двух- и трехкальциевым боратом по реакциям (1)

Таблица З

Изменение энергии Гиббса в реакциях восстановления бора

Table 3. Gibbs energy change in the reactions

Номер	Vuluuoorog pooruug	ΔG , кДж			
реакции	лимическая реакция	1550 °C	1600 °C		
1	$2CaO \cdot B_2O_3 + 2Al =$ $= 2B + 2CaO \cdot Al_2O_3$	-59	-50		
2	$3CaO \cdot B_2O_3 + 2Al =$ = 2B + 3CaO \cdot Al_2O_3	-93	-78		
3	$3CaO \cdot B_2O_3 + 1,5Si =$ = 2B + 3CaO \cdot 1,5SiO_2	-23	-12		
4	$1,5\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2 + 2\text{Al} =$ $= 1,5\text{CaO} + \text{Al}_2\text{O}_3 + 1,5\text{Si}$	-75	-73		

и (2). При этом, наряду с восстановлением бора, алюминий частично тратится на восстановление кремния из силиката кальция (CaO·SiO₂) по реакции (4). С ростом основности шлака концентрация силиката кальция снижается (рис. 3). При этом расход алюминия на восстановление кремния по реакции (4) сокращается и дополнительно участвует в протекании реакций (1) и (2).

На диаграммах выделены области химического состава шлаков (заштрихованные области), содержащих 53 – 58 % CaO, 8,5 – 10,5 % SiO₂ и 20 – 27 % Al₂O₃, обеспечивающих в интервале температур 1550 и 1600 °C коэффициенты распределения бора на уровне 140 – 170 и позволяющие ожидать при содержании 4 % B₂O₃ в исходном шлаке концентрацию бора в металле на уровне 0,020 % при $L_{\rm B} = 168$ и 0,023 % при $L_{\rm B} = 139$ (см. табл. 2).

Выводы. Термодинамическое моделирование в совокупности с симплекс-решетчатым планированием позволили с минимальными временными и материальными затратами получить новые данные о равновесном распределении бора между металлом, содержащим 0,2 % C, 0,35 % Si, 0,02 8 % Al, и шлаком системы CaO – SiO₂ – Al₂O₃ – 8 % MgO – 4 % B₂O₃ в широком диапазоне химического состава при температурах 1550 и 1600 °C.

Теоретически обоснована и подтверждена результатами термодинамического моделирования решающая роль основности шлака в развитии реакции восстановления бора элементами-восстановителями в изучаемом диапазоне химического состава металлической и оксидной фаз.

Фундаментальные результаты термодинамического моделирования важны с практической точки зрения. Регулируя, например, температуру металла и химический состав шлака, можно управлять процессом восстановления бора и прогнозировать ожидаемую его концентрацию в металле.



Рис. 3. Фазовый состав шлака в зависимости от основности $(B_{\rm mn} = {\rm CaO/SiO_2})$

Fig. 3. Phase composition of the slag depending on the basicity $(V_{\rm slag} = {\rm CaO/SiO_2})$

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Гольдштейн Я.Г., Ефимова Л.Б. Модифицирование и микролегирование чугуна и стали. – М.: Металлургия, 1986. – 271 с.
- Голубцов В.А., Лунев В.В. Модифицирование стали для отливок и слитков. Челябинск Запорожье: ЗНТУ, 2008. 356 с.
- Пилюшенко В.Л., Вихлевщук В.А. Научные и технологические основы микролегирования стали. – М.: Металлургия, 2000. – 384 с.
- 4. Лякишев Н.П., Плинер Ю.Л., Лаппо С.И. Борсодержащие стали и сплавы. М.: Металлургия, 1986. 192 с.
- Еланский Г.Н. Сталь и периодическая система элементов Д.И. Менделеева: Учеб. пособие для вузов. – М.: МГВМИ, 2012. – 196 с.
- Бобылев М.В., Королева Е.Г., Штанников А.М. Перспективные экономлегированные борсодержащие стали для производства высокопрочных крепежных деталей // Металловедение и термическая обработка металла. 2005. № 5. С. 51 – 55.
- Сычков А.Б., Парусов В.В., Нестеренко А.М., Жигарев М.А. Структура и свойства катанки из борсодержащих сталей, предназначенной для изготовления сварочной проволоки // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2000. № 3. С. 48 – 51.
- Левченко Г.В., Яценко А.И., Репина Н.И. Опробование технологии производства тонколистовой низкоуглеродистой стали, микролегированной бором // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2003. № 1. С. 56 – 59.
- 9. Бабенко А.А., Жучков В.И., Леонтьев Л.И. и др. Микролегирование стали бором перспективное направление повышения конкурентоспособности отечественной металлопродукции // Тр. науч.-практич. конф. «Перспективы развития металлургии и машиностроения с использованием завершенных фундаментальных исследований и НИОКР». Екатеринбург: ООО «УИПЦ», 2013. С. 162 165.
- Богданов Н.А., Сычков А.Б., Деревянченко И.В. и др. Разработка и освоение производства борсодержащих сталей // Металлург. 1999. № 2. С. 29 – 30.
- Литвиненко Д.А. Бор в малоуглеродистой стали для глубокой штамповки // Сталь. 1984. № 4. С. 357 – 361.
- 12. Бабенко А.А., Жучков В.И., Смирнов Л.А. и др. Исследование и разработка комплексной технологии производства низкоуглеродистой борсодержащей стали с низким содержанием серы // Сталь. 2015. № 11. С. 48 – 50.
- 13. Кривко Е.М., Чуб П.И., Коновалов Р.П. и др. Микролегирование кипящей стали бором при восстановлении его из окислов

// Разливка стали в изложницы: Сб. науч. тр. НЧМ СССР. – М.: Металлургия, 1984. С. 24 – 25.

- Дюдкин Д.А., Кисиленко В.В. Производство стали. Т. 1. Процессы выплавки, внепечной обработки и непрерывной разливки. – М.: Теплотехник, 2008. – 528 с.
- 15. Бор, кальций, ниобий, цирконий в чугуне и стали: Пер. с англ. / Под ред. С.М. Винарова. – М.: Металлургиздат, 1961. – 459 с.
- 16. Петакова Л.А. О механизме влияния бора на пластичность и вязкость среднеуглеродистой стали // Изв. вуз. Черная металлургия. 1974. № 12. С. 88 – 91.
- 17. Уполовникова А.Г., Бабенко А.А. Термодинамическое моделирование процессов восстановления бора из борсодержащих шлаков // Бутлеровские сообщения. 2016. Т. 48. № 10. С. 114 – 118.
- 18. Ким В.А., Акбердин А.А., Куликов И.С. и др. Использование метода симплексных решеток для построения диаграмм типа состав – вязкость // Изв. вуз. Черная металлургия. 1980. № 9. С. 167.
- Планирование эксперимента при исследовании физико-химических свойств металлургических шлаков: Методическое пособие / В.А. Ким, Э.И. Николай, А.А. Акбердин, И.С. Куликов. Алма-Ата: Наука, 1989. 116 с.
- 20. Бабенко А.А., Истомин С.А., Протопопов Е.В. и др. Вязкость шлаков системы CaO – SiO₂ – Al₂O₃ – MgO – B₂O₃ // Изв. вуз. Черная металлургия. 2014. № 2. С. 41 – 43.

Поступила 12 сентября 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 752-758.

EQUILIBRIUM DISTRIBUTION OF BORON BETWEEN METAL OF Fe-C-Si-Al SYSTEM AND BORON SLAG

A.A. Babenko^{1,2}, V.I. Zhuchkov^{1,2}, L.I. Leont'ev^{3,4,5}, A.G. Upolovnikova¹, A.A. Konysheva^{1,2}

¹Institute of Metallurgy, UB RAS, Ekaterinburg, Russia

² Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia

³ Scientific Council on Metallurgy and Metal Science of Russian Academy of Sciences (Department of Chemistry and Material Sciences), Moscow, Russia

⁴ Baikov Institute of Metallurgy and Materials Science, RAS, Moscow, Russia

⁵ National University of Science and Technology "MISIS" (MISIS), Moscow, Russia

- Abstract. Using the HSC 6.1 Chemistry software package (Outokumpu) and simplex-lattice planning, the thermodynamic modeling of the boron equilibrium distribution between iron containing 0.2 % of C, 0.35 % of Si, 0.028 % of Al (in the terms and hereinafter indicated mass. %) and slag of the system $CaO-SiO_2-Al_2O_3-8$ % MgO-4 % B2O3 was carried out in a wide range of chemical composition and at temperatures of 1550 °C and 1600 °C. Adequate mathematical models in the form of III degree polynomial obtained for each temperature, describes the equilibrium distribution of boron between slag and metal depending on the slag composition. Mathematical modeling results are presented graphically in the form of diagrams of composition - boron equilibrium distribution. It is shown that slag basicity affects on the boron distribution coefficient. Thus, increasing the slag basicity from 5 to 8 at temperature of 1550 °C reduces the boron distribution coefficient from 160 to 120 and, as a consequence, increase the boron content in the metal from 0.021 % at $L_{\rm p} = 159$ to 0.026 % at $L_{\rm p} = 121$, that is, growth slag basicity is beneficial to the development of boron recovery process. The positive effect of the slag basicity on boron recovery process in the researched range of the chemical composition can be explained according to the slag phase composition and thermodynamics of boron reduction reactions. The temperature growth of the metal negatively affects the boron recovery. Equilibrium boron distribution coefficient increases by an average of 10 units with an increase in temperature to 1600 °C. The diagrams contain marked field of slag chemical composition with 53 - 58 % of CaO, 8.5 - 10.5 % of SiO₂ and 20 - 27 % of Al₂O₂, providing boron distribution coefficients at level of 140 - 170 at temperature range of 1550 - 1600 °C and allowing to expect boron concentration in the metal at the level of 0.020 % at $L_{\rm B} = 168$ % and 0.023 % at $L_{\rm B} = 139$ at the 4 % of B_2O_3 in the slag initial.
- *Keywords*: boron, metal, slag, phase distribution, design of experiments, thermodynamic modeling, structure-property diagrams.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-752-758

REFERENCES

- 1. Gol'dshtein Ya.G., Efimova L.B. *Modifitsirovanie i mikrolegirovanie chuguna i stali* [Modification and micro-alloying of iron and steel]. Moscow: Metallurgiya, 1986, 271 p. (In Russ.).
- Golubtsov V.A., Lunev V.V. Modifitsirovanie stali dlya otlivok i slitkov [Modification of steel castings and ingots]. Chelyabinsk – Zaporozh'e: ZNTU, 2008, 356 p. (In Russ.).
- Pilyushenko V.L., Vikhlevshchuk V.A. *Nauchnye i tekhnologicheskie* osnovy mikrolegirovaniya stali [Scientific and technological bases of micro-alloying]. Moscow: Metallurgiya, 2000, 384 p. (In Russ.).
- Lyakishev N.P., Pliner Yu.L., Lappo S.I. Borsoderzhashchie stali i splavy [Boron steels and alloys]. Moscow: Metallurgiya, 1986, 192 p. (In Russ.).
- Elanskii G.N. Stal' i periodicheskaya sistema elementov D.I. Mendeleeva: uchebnoe posobie dlya vuzov po napravleniyu "Metallurgiya" [Steel and D.I. Mendeleev periodic system of elements: Textbook for metallurgical universities]. Moscow: MGVMI, 2012, 196 p. (In Russ.).
- Bobylev M.V., Koroleva E.G., Shtannikov A.M. Promising sparingly alloyed boron-bearing steels for the production of high-strength fasteners. *Metal Science and Heat Treatment*. 2005, vol. 47, no. 5-6, pp. 210–214.
- Sychkov A.B., Parusov V.V., Nesterenko A.M., Zhigarev M.A. Structure and properties of wire rod from boron-containing steels, intended for the production of welding wire. *Metallurgicheskaya i* gornorudnaya promyshlennost'. 2000, no. 3, pp. 48–51. (In Russ.).
- Levchenko G.V., Yatsenko A.I., Repina N.I. Testing the technology of production of thin-sheet low-carbon steel, micro-alloyed with boron. *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost*'. 2003, no. 1, pp. 56–59. (In Russ.).
- Babenko A.A., Zhuchkov V.I., Leont'ev L.I. etc. Micro-alloying steel with boron - a promising way to improve the competitiveness of domestic steel. In: *Trudy nauchno-prakticheskoi konferentsii "Perspektivy razvitiya metallurgii i mashinostroeniya s ispol'zovaniem zavershennykh fundamental'nykh issledovanii i NIOKR"* [Proceedings of the Sci. – Pract. Conf. "Prospects of development of metallurgy and machine building with completed basic research and R & D", 2013, Ekaterinburg]. Ekaterinburg: UIPT, 2013, pp. 162–165. (In Russ.).
- Bogdanov N.A., Sychkov A.B., Derevyanchenko I.V. etc Development and introduction of a technology for making boron-bearing steels. *Metallurgist*. 1999, vol. 43, no. 1-2, pp. 71–75.
- Litvinenko D.A Boron in low carbon steel of deep blanking. *Stal*'. 1984, no. 4, pp. 357–361. (In Russ.).
- 12. Babenko A.A., Zhuchkov V.I., Smirnov L.A., Sychev A.V., Akberdin A.A., Kim A.S., Vitushchenko M.F., Dobromilov A.A. Production technology for low-carbon, low-sulfur boron steel. Steel in Translation. 2015, vol. 45, no. 11, pp. 883-886.
- Krivko E.M., Chub P.I., Konovalov R.P. etc. Micro-alloying of boil-13. ing steel with boron during its reduction from oxides. In: Razlivka stali v izlozhnitsy: Sb. nauch. tr. NChM SSSR [Steel casting into shill molds]. Moscow: Metallurgiya, 1984, pp. 24-25. (In Russ.).
- 14. Dyudkin D.A., Kisilenko V.V. Proizvodstvo stali. Tom 1. Protsessy vyplavki, vnepechnoi obrabotki i nepreryvnoi razlivki [Steel production. Vol. 1. Processes of smelting, out-of-furnace processing and continuous casting]. Moscow: Teplotekhnik, 2008, 528 p. (In Russ.).
- 15. Grange R.A. Boron, calcium columbium and zirconium in iron and steel. New York: Wiley; London: Chapman and Hall, 1957, 533 p. (Russ.ed.: Bor, kal'tsii, niobii, tsirkonii v chugune i stali. Vinarov S.M. ed. Moscow: Metallurgizdat, 1961, 459 p.).
- 16. Petakova L.A. Mechanism of boron influence on plasticity and viscosity of medium-carbon steel. Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy. 1974, no. 12, pp. 88-91. (In Russ.).
- 17. Upolovnikova A.G., Babenko A.A. Thermodynamic modeling of boron recovery from boron slags. Butlerovskie soobshcheniya. 2016, vol. 48, no. 10, pp. 114-118. (In Russ.).
- 18. Kim V.A., Akberdin A.A., Kulikov I.S. etc. The use of simplex lattices method for constructing diagrams of the composition-viscosity

type. Izvestiva VUZov. Chernava metallurgiva = Izvestiva. Ferrous Metallurgy. 1980, no. 9, pp. 167. (In Russ.).

- 19. Kim V. A., Nikolai E. I., Akberdin A. A., Kulikov I. S. Planirovanie eksperimenta pri issledovanii fiziko-khimicheskikh svoistv metallurgicheskikh shlakov: Metodicheskoe posobie [Experiment planning at study of physical - chemical properties of metallurgical slags: Toolkit]. Alma-Ata: Nauka, 1989, 116 p. (In Russ.).
- 20. Babenko A.A., Istomin S.A., Protopopov E.V., Sychev A.V., Ryabov V.V. Viscosity of CaO - SiO₂ - Al₂O₃ - MgO - B₂O₃ slag system. Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy. 2014, no. 2, pp. 41-43. (In Russ.).
- Acknowledgements. The work was supported by a grant from the Russian Science Foundation (project no. 16-19-10435).

Information about the authors:

A.A. Babenko, Dr. Sci. (Eng.), Chief Researcher of the Laboratory of Pyrometallurgy of Nonferrous Metals V.I. Zhuchkov, Dr. Sci. (Eng.), Chief Researcher L.I. Leont'ev, Dr. Sci. (Eng.), Professor, Academician, Adviser of the Russian Academy of Sciences, Chief Researcher A.G. Upolovnikova, Cand. Sci. (Eng.), Senior Researcher (upol.ru@mail.ru) A.A. Konyshev, Senior Engineer, Postgraduate

Received September 12, 2016

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 759 – 765. © 2017. Колесников А.С., Сергеева И.В., Ботабаев Н.Е., Альжанова А.Ж., Аширбаев Х.А.

УДК 669.53:168.3

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ХИМИЧЕСКИХ И ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В СИСТЕМЕ ОКИСЛЕННАЯ МАРГАНЦЕВАЯ РУДА – УГЛЕРОД

Колесников А.С.¹, к.т.н., доцент кафедры технологии цемента, керамики

и стекла (kas164@yandex.ru)

Сергеева И.В.², д.биол.н, профессор, зав. кафедрой «Ботаника, химия и экология» Ботабаев Н.Е.¹, д.т.н., профессор, декан Высшей школы текстильной и пищевой инженерии Альжанова А.Ж.¹, к.т.н., доцент, зав. кафедрой «Технологии цемента, керамики и стекла» Аширбаев Х.А.¹, к.т.н., доцент, зав. кафедрой «Математика для технических специальностей»

> ¹ Южно-Казахстанский государственный университет им. М. Ауэзова (160012, Казахстан, Шымкент, проспект Тауке хана, 5) ² Саратовский государственный аграрный университет им. Н.И. Вавилова (410012, Россия, Саратов, Театральная пл., 1)

Аннотация. Проведено термодинамическое моделирование химических и фазовых превращений в системе окисленная марганцевая руда – углерод. Термодинамическое прогнозирование моделирования химических и фазовых превращений в системе проводилось с помощью многоцелевого программного комплекса, предназначенного для моделирования равновесных состояний и процессов в высокотемпературных системах с химическими и фазовыми превращениями «Астра 4», разработанного в МГТУ им. Баумана. Расчеты состава фаз и характеристик равновесия проводились с использованием справочной базы данных по свойствам индивидуальных веществ. Основу информации в базе данных программного комплекса «Астра 4» составляют термодинамические, теплофизические и термохимические свойства индивидуальных веществ, которые были систематизированны в Институте высоких температур АН СССР, в национальном бюро стандартов США, опубликованные в периодической печати, монографиях, справочниках, а также обработанные и рассчитанные в МГТУ им. Н.Э. Баумана. Изучение моделирования химических и фазовых превращений в системе проводилось в температурном интервале 1573 – 2573 К с содержанием углерода в системе 5 – 10 – 15 % и давлении 0,1 МПа. В ходе моделирования было установлено, что максимальная степень перехода марганца в kMn_sSi₃ до 95,3 при T = 1873 К и 30 %-ном содержании восстановителя в системе. При дальнейшем увеличении температуры марганец начинает переходить в газовую фазу. Кремний, в сравнении с марганцем, восстанавливается более трудно, и с увеличением температуры начинает переходить в газовую фазу. Наиболее оптимальный температурный интервал восстановления кремния 1773 – 1873 К с содержанием восстановителя в системе от 15 до 30 %. Степень перехода железа ($\alpha_{\rm Fe}$, %) в условиях системы в зависимости от температуры и содержания восстановителя позволила определить оптимальный температурный интервал 1773 – 1873 К при содержании восстановителя 15 %. Проведенное термодинамическое моделирование фазовых переходов системы марганцевая руда – восстановитель позволило проанализировать возможность получения ферросиликомарганца из труднообогатимых окисленных марганцевых руд месторождения Западный Камыс путем их электроплавки.

Ключевые слова: термодинамический анализ, химические и фазовые превращения, моделирование, марганец, кремний, железо, окисленная марганцевая руда, газовая и конденсированная фазы, металлы, электроплавка, ферросплав.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-769-765

По запасам марганцевых руд Республика Казахстан занимает третье место в мире. В Республике Казахстан (РК) имеется более 100 месторождений марганцевых руд, однако учтены и числятся на балансе всего 23 месторождения. В РК до 60 % запасов с содержанием марганца 10 - 20 %, до 30 % содержат 20 - 30 % Мп и 11 % имеют содержание маргаца больше 30 %. При этом все типы марганцевых руд имеют низкий показатель содержания фосфора (до 0,08 %) и серы (до 0,3 %) [1 - 3]. Марганецсодержащие руды в Казахстане представлены железомарганцевыми, оксидными (окисленными) и труднообогатимыми рудами. В настоящее время осуществляется добыча и переработка в основном окисленных марганцевых руд, которые находятся преимущественно в верхних частях месторождений, при этом они не требуют никаких материальных затрат для разработки и обогащения [2, 4, 5]. Такими окисленными труднообогатимыми рудами обладает месторождение Камыс с запасами марганцевых руд до 10 млн т., представленное месторождениями Западный и Восточный Камыс. Месторождение Западный Камыс находится в Жанааркинском районе, утвержденные запасы 5,0 млн т. Малая глубина залегания руд месторождения (до 250 м) и их комплексность способствуют эффективному использованию для добычи. Руды месторождения в своем составе содержат до 30 % кремнезема [1, 2, 5, 6].

Организация собственных промышленных производств на основе имеющихся в значительных количествах месторождений окисленных марганцевых руд с получением конкурентоспособной на международном рынке продукции в Республике Казахстан является актуальной.

Таким образом, исследования термодинамического моделирования химических и фазовых превращений в условиях системы окисленная марганцевая руда – восстановитель при помощи комплексной программы «Астра-4» представляют научную новизну и экономическую значимость для металлургической промышленности Казахстана.

Целью работы являлась оценка влияния температуры и процентного содержания в системе восстановителя при термодинамическом моделировании восстановительной электроплавки [7 – 15] окисленной марганцевой руды, содержащей, % (по массе): 29,57 MnO; 6,02 FeO; 28,25 SiO₂; 2,63 CaO; 3,35 Al₂O₃; 0,50 MgO; 0,02 P; 17,53 п.п.п., с извлечением Mn, Si, и Fe в сплав.

При исследовании возможности восстановления металлов в системе окисленная марганцевая руда – восстановитель авторами было произведено термодинамическое моделирование при помощи комплексной программы «Астра-4» по восстановлению металлов в условиях системы при давлении 0,1 МПа и интервале температур от 1573 до 2573 К с различным количеством восстановителя.

Программный комплекс «Астра-4» основан на принципе максимума энтропии-фактора, связанного со степенью упорядоченности энергетического состоя-

ния микрочастиц, из которого состоит рабочее тело. Благодаря простоте постановки задачи моделирования, программный комплекс «Астра-4» позволяет использовать термодинамический метод для детального физико-химического изучения большего числа самых разнообразных высокотемпературных состояний и процессов [16 – 20].

Расчеты состава фаз и характеристик равновесия проводятся с использованием справочной базы данных по свойствам индивидуальных веществ. Основу информации в базе данных составляют термодинамические, теплофизические и термохимические свойства индивидуальных веществ, систематизированные в Институте высоких температур АН СССР, в национальном бюро стандартов США, опубликованные в периодической печати, монографиях, справочниках, а также обработанные и рассчитанные в МГТУ им. Н.Э. Баумана [16 – 20].

Согласно проведенным термодинамическим расчетам системы окисленная марганцевая руда – восстановитель (в качестве восстановителя рассматривался углерод с содержанием в системе 5, 15, 30 %), при 5 %-ном содержании восстановителя степень перехода марганца ($\alpha_{\rm Mn}$, %) в температурном интервале 1573 – 2573 К (рис. 1) составила в соединение (конденсированная фаза) $k {\rm Mn}_5 {\rm Si}_3$ от 0 до 26,42 %, в $k {\rm Mn}_2 {\rm SiO}_4$ от 50,85 до 90,22 %, в $k {\rm CaMnSiO}_4$ во всем интервале до 9,773 %. Остальное количество марганца перераспределилось в газовую фазу, в Mn от 0,001 % при T = 1573 К до



при давлении 0,1 МПа: I – C = 5 %; II – C = 15 %; III – C = 30 %

Fig. 1. Effect of temperature on the distribution degree of Mn in terms of the system of oxidized manganese ore – carbon at pressure of 0.1 MPa: I - C = 5%; II - C = 15%; III - C = 30%

29,88 % при T = 2573 К, в MnO от 0 до 0,529 % в температурном интервале 1573 – 2573 К. При увеличении восстановителя до 15 % а_{Мп} в температурном интервале 1773 – 2273 К конденсированная фаза марганца распределилась в kMn₅Si₃ от 88,66 до 14,37 % соответственно. В kMn_2SiO_4 от 90,22 до 0 % соответственно при *T* = 1573 – 2173 К, в *k*CaMnSiO₄ от 9,77 до 5,26 % в интервале 1573 – 2173 К. Газовая фаза представлена распределением марганца в Mn от 0,0001 % при *T* = 1573 К до 99,99 % при *T* = 2573 К, в МпО от 0 до 0,004 % при температурном интервале 1573 – 2573 К. При дальнейшем увеличении восстановителя в исследуемой системе до 30 % степень перехода марганца в конденсированную фазу составила, в частности, в *k*Mn₅Si₃ от 95,3 при *T* = 1873 К до 39,1 при 2173 К. Газовая фаза представлена распределением марганца в Мп от 0,001 % при T = 1573 К до 99,99 % при T = 2573 K, в MnO от 0 до 0,001 % в температурном интервале 1573 – 2573 К.

На основании проведенного термодинамического анализа найдено уравнение (рис. 2), описывающее степень перехода марганца в силицид марганца (kMn_5Si_3) в зависимости от содержания восстановителя при T = 1873 К. Уравнение имеет следующий вид: $\alpha_{Mn} = -27,606 + 11,234B - 0,2378B^2$, где B – восстановитель.

Величина достоверности аппроксимации (R^2) уравнения составила 1, что соответствует 100 %-ной достоверности аппроксимации.

На рис. 3 приведена информация о степени перехода кремния в различные фазовые состояния в зависимости от восстановителя. В системе, при 5 %-ном содержании восстановителя, степень перехода кремния (α_{si} , %) при T = 1573 - 2573 К приведена на рис. 3. Видно, что кремний в системе распределился в $kSiO_2$ от 50,48 до 8,74 % при T = 1573 - 2473 К, в kFe_3Si от 5,52 до 5,51 % при T = 1873 - 2073 К, в kFeSiO₃ до 16,56 при T = 2173 - 2573 К, в kMn₂SiO₄ от 40,69 до 22,94 %, в kMn₅Si₃ от 14,3 до 6,18 % при T = 1773 - 2073 К, в kCaMnSiO₄ во всем интервале до 8,81 %. Газовая фаза представлена такими элементами и соединениями, как Si, Si₂, SiO, SiO₂, Si₂C, которые в сумме составляют от 0,00017 % при T = 1773 К до 47,63 % при T = 2573 К.

С увеличением восстановителя в системе до 15 % конденсированная фаза представлена следующими соединениями: при T = 1573 - 2073 К $- kSiO_2$ от 50,48 до 5,62 %; при T = 2273 К $- kCa_2SiO_4$ до 1,4 %; при T = 1873 К - kFeSi до 10,45 %; при T = 2073 - 2573 К $- kFe_3Si$ от 5,49 до 1,95 %, достигая нулевого значения при T = 2273 К; при T = 1773 - 2273 К $- kFe_5Si_3$ от 9,95 до 3,67 %, достигая нуля в температурном интервале 2073 - 2173 К; при T = 1573 - 1673 К $- kMn_2SiO_4$ до 40,69 %; при T = 1573 - 2173 К $- kCaMnSiO_4$ от 8,81 до 4,75 %; при T = 1773 - 2073 К $- kMn_5Si_3$ от 47,99 до 7,78 %. Газовая фаза представлена такими элементами и соединениями, как Si, Si_2, Si_3, SiO, SiO_2, SiC_2, Si_2C, Si_2C_2, Si_3C, которые в сумме составляют от 0,00017 % при T = 1773 К до 98,045 % при T = 2573 К.

При увеличении восстановителя в системе до 30 % конденсированная фаза представлена следующим рядом соединений (рис. 3): kSiC от 31,9 до 84,95 % при T = 1873 - 2573 K; $kSiO_2$ от 50,48 до 32,48 % при T = 1573 - 1773 K; kCa_2SiO_4 от 4,4 до 0,76 % при T = 1873 - 2173 K; kFe_3Si от 5,49 до 2,9 % при T = 2073 - 2573 K; kFe_5Si_3 от 9,95 до 9,93 % при T = 1773 - 1973 K; kMn_2SiO_4 до 40,69 % при T = 1573 - 1673 K; $kCaMnSiO_4$ до 8,81 при T = 1573 - 1773 K; kMn_5Si_3 от 21,18 до 51,61 % при T = 1773 - 2173 К. Газовая фаза представлена такими элементами и соединениями как, Si, Si₂, Si₃, SiO, SiO₂, SiC, SiC₂, Si₂C, Si₂C, Si₃C, которые в сумме со-



Рис. 2. Степень перехода марганца в $k Mn_5 Si_3$ при T = 1873 К в зависимости от восстановителя

Fig. 2. Degree of manganese transition into kMn_5Si_3 at T = 1873 K depending on the reducing agent



Рис. 3. Влияние температуры на степень распределения Si в условиях системы окисленная марганцевая руда – углерод при давлении 0,1 МПа: I - C = 5 %; II - C = 15 %; III - C = 30 %

Fig. 3. Effect of temperature on the distribution degree of Si in terms of the system of oxidized manganese ore-carbon at pressure of 0.1 MPa: I - C = 5 %; II - C = 15 %; III - C = 30 %



Рис. 4. Влияние температуры на степень распределения Fe в условиях системы окисленная марганцевая руда – углерод при давлении 0,1 МПа: I - C = 5%; II - C = 15%; III - C = 30%

Fig. 4. Effect of temperature on the distribution degree of Fe in terms of the system of oxidized manganese ore-carbon at a pressure of 0.1 MPa: I - C = 5 %; II - C = 15 %; III - C = 30 %

ставляют от 0,00017 % при T = 1773 К до 97,09 % при T = 2573 К.

На рис. 4 приведена информация о степени перехода железа в различные фазовые состояния в зависимости от восстановителя. В системе с 5 %-ным содержанием восстановителя степень перехода железа ($\alpha_{\rm Fe}$, %) представлена на рис. 4, где железо распределилось в $k{\rm Fe}_{3}{\rm C}$ от 98,9 до 99,9 % при T = 1573 - 1773 K, в $k\text{Fe}_2\text{P}$ до 1 % при T = 1573 К, в $k\text{Fe}_3\text{Si}$ от 99,9 до 99,7 % при T = 1873 - 2073 К, в $k\text{FeSiO}_3$ от 99,49 до 99,87 % при T = 2173 - 2573 К. Газовая фаза представлена Fe от 0,000003 до 0,12 % в интервале температур 1573 – 2573 К и FeO до 0,003 %, сумма которых в системе представлена до 0,12 % при T = 2573 К.

При увеличении восстановителя в системе до 15 % конденсированная фаза представлена следующими соединениями, в частности железо распределилось в kFe_3C до 99,9 % при T = 1573 - 1673 K, в kFe_5Si_3 от 99,9 до 26,17 % при T = 1773 - 2273 K, показывая нулевые значения при T = 2073 - 2173 K, в kFeSi от 73,8 до 7,03 % при T = 1873 и 2273 K соответственно, в kFe_2P до 1 % при T = 1573 K, в kFe_3Si от 99,45 до 35,26 % в температурном интервале 2073 – 2573 K, достигая нулевого значения при температуре 2273 K. Газовая фаза представлена элементным Fe от 0,000003 до 64,73 % в интервале температур 1573 – 2573 K и FeO до 0,0005 %.

При дальнейшем увеличении восстановителя в системе до 30 % степень распределения железа показана на рис. 4, из которого видно, что конденсированная фаза представлена такими соединениями, как kFe_3C до 99,9 % при T = 1573 - 1673 K, kFe_2P до 1 % при T = 1573 K, kFe_5Si_3 от 99,9 до 99,82 % при T = 1773 - 1973 K, kFe_3Si от 99,49 до 52,49 % в температурном интервале 2073 – 2573 К. Газовая фаза представлена элементным Fe от 0,000003 до 47,5 % в интервале температур 1573 – 2573 К и следы FeO до 0,000001 %.

Выводы. На основании термодинамического анализа получено уравнение, описывающее степень перехода марганца в силицид марганца (kMn_5Si_3) в зависимости от содержания восстановителя при T = 1873 К, которое имеет следующий вид: $\alpha_{Mn} = -27,606 + 11,234B - 0,2378B^2$ с величиной аппроксимации (R^2) = 1, которое показывает, что максимальная степень перехода марганца в kMn_5Si_3 до 95,3 при T = 1873 К и 30 %-ном содержании восстановителя в системе, при дальнейшем увеличении температуры марганец начинает переходить в газовую фазу.

Кремний, в сравнении с марганцем, восстанавливается более трудно, и с увеличением температуры начинает переходить в газовую фазу, наиболее оптимальный температурный интервал восстановления кремния 1773 – 1873 К с содержанием восстановителя в системе от 15 до 30 %.

Степень перехода железа (α_{Fe} , %) в условиях системы в зависимости от температуры и содержания восстановителя позволила определить оптимальный температурный интервал 1773 – 1873 К при содержании восстановителя 15 %.

Проведенный термодинамический анализ системы наглядно продемонстрировал возможность получения сплава ферросиликомарганца из окисленных марганцевых руд месторождения Западный Камыс при их электроплавке с оптимумом при температуре 1873 К и 15 %-ным содержанием восстановителя в системе. В частности, при выше указанных режимных параметрах конденсированная металлическая фаза, согласно расчетам, представлена соединениями kMn_5Si_3 , kFeSi, kFe_5Si_3 с содержанием в предполагаемом сплаве марганца до 60,18 %, железа до 28,49 % и кремния до 11,32 %, что соответствует маркам FeMnSi₁₂ и MhC12 согласно ГОСТ 4756-91 ИСО 5447-80 Ферросиликомарганец. Технические требования и условия поставки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Толымбеков М.Ж. Марганцеворудная отрасль Казахстана // Горный журнал Казахстана. 2007. № 2. С. 2 – 5.
- Ужкенов Б.С., Мазуров А.К., Селифонов Е.М. Состояние сырьевой базы железных, марганцевых и хромитовых руд Казахстана и перспективы развития черной металлургии на период до 2030 года // Индустрия Казахстана. 2003. № 10 (18). С. 23.
- Святов Б.А., Толымбеков М.Ж., Байсанов С.О. Становление и развитие марганцевой отрасли Казахстана. – Алматы: Искандер, 2002. – 416 с.
- Байсанов С.О., Толымбеков М.Ж., Святов Б.А. Состояние марганцевого производства в Казахстане // Состояние марганцеворудной базы России и вопросы обеспечения промышленности марганцем: Сб. науч. тр. – Красноярск. 2001. С. 32.
- Байсанов А.С. Фазовые равновесия и кинетика процесса пирометаллургической переработки железомарганцевых руд: Дис. ... канд. тех. наук. – Караганда: ХМИ, 2007. – 168 с.
- Толымбеков М.Ж., Такенов Т.Д., Ахметов А.Б. Прямое легирование стали марганцем. – Алматы: НИЦ «Ғылым», 2003. – 304 с.
- Nobuhiko T., Hatanaka A., Kaku H. etc. Development of ironmaking Technology // Nippon Steel Technical Report. 2012. No. 101. P. 79 – 88.
- Kolesnikov A.S. Kinetic investigations into the distillation of nonferrous metals during complex processing of waste of metallurgical industry // Russian Journal of Non-Ferrous Metals. 2015. Vol. 56. No. 1. P. 1 – 5.
- Ying Yi Zhang, Yuan Hong Qi, ZongShu Zou, Yun Gang Li. Development prospect of rotary hearth furnace process in China // Advanced Materials Research. 2013. Vol. 746. P. 533 – 553.
- Колесников А.С., Капсалямов Б.А., Колесникова О.Г. и др. Технология переработки отхода цинковой промышленности с получением ферросплава и возгонов цветных металлов // Вестник ЮУрГУ. 2013. № 1. С. 34 39.
- Дашевский В.Я., Юсфин Ю.С., Подгородецкий Г.С., Баева Н.В. Производство марганцевых ферросплавов из марганцевых руд Усинского месторождения // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. Т. 56. № 9. С. 9 – 16.
- 12. Колесников А.С. Термодинамическое моделирование получения ферросплава и возгонов цветных металлов в системе клинкер вельцевания- углерод // Актуальные инновационные исследования: Наука и практика: Эл. науч. изд. 2013. № 2. С. 12 17. Режим доступа: http://actualresearch.ru/nn/2013_2.
- Kim A.S. Smelting ferroalloys by means of borate ores // Steel in Translation. 2008. Vol. 38. No. 8. P. 664 – 667.
- 14. Колесников А.С. Термодинамическое моделирование получения ферроникеля из окисленных никелевых руд Казахстана // Вестник ЮУрГУ. 2014. № 1. С. 12 – 18.
- Акбердин А.А., Юсфин Ю.С., Тойманкулов Т.Б. Диаграмма равновесного фазового состава системы Fe – Si – Mn – B // Изв. вуз. Черная металлургия. 2014. Т. 57. № 1. С. 40 – 42.
- Dubinin N.E., Yuryev A.A., Vatolin N.A. Pseudopotential calculation of the structure and thermodynamics of liquid alkali metals with

a square-well model as a reference system //Journal of Structural Chemistry. 2012. Vol. 53. No. 3. P. 468 – 475.

- Синярев Г.Б., Ватолин Н.А., Трусов Б.Г. Применение ЭВМ для термодинамических расчетов металлургических процессов. – М.: Наука, 1982. – 32 с.
- Ватолин Н.А., Моисеев Г.К., Трусов Б.Г. Термодинамическое моделирование в высокотемпературных неорганических системах. – М.: Металлургия, 1994. – 352 с.
- Белов Г.В. Термодинамическое моделирование: методы, алгоритмы, программы. – М.: Научный Мир, 2002. – 184 с.
- Температурные зависимости приведенной энергии Гиббса некоторых неорганических веществ / Г.К. Моисеев, Н.А. Ватолин, Л.А. Маршук, Н.И. Ильиных. – Екатеринбург: Институт металлургии УрО РАН, 1997. – 231 с.

Поступила 4 августа 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 759-765.

THERMODYNAMIC SIMULATION OF CHEMICAL AND PHASE TRANSFORMATIONS IN THE SYSTEM OF OXIDIZED MANGANESE ORE – CARBON

A.S. Kolesnikov¹, I.V. Sergeeva², N.E. Botabaev¹, A.Zh. Al'zhanova¹, Kh.A. Ashirbaev¹

 ¹ Kazakhstan South State University named after M.O. Auezov, Shymkent, Republic of Kazakhstan
 ² Saratov State Agrarian University named after N.I. Vavilov, Saratov,

- Russia
- Abstract. Thermodynamic simulation of chemical and phase transformations was made for the system of oxidized manganese ore - carbon. Prediction of thermodynamic simulation of chemical and phase transformations in the system was carried out using "Astra 4" multipurpose software system designed for simulation of equilibrium states and processes in high temperature systems with chemical and phase transformations developed in Bauman MSTU. Calculations of phase composition and characteristics of the equilibrium were carried out using the reference database on properties of individual substances. The basis for information in the database of "Astra 4" software complex are thermodynamic, thermo-physical and thermochemical properties of individual substances, which were systematized at the Institute of High Temperatures of USSR Academy of Sciences and National Bureau of Standards of the United States, published in periodicals, monographs, handbooks, and processed and calculated in Bauman MSTU. The study of simulation of chemical and phase transformations in the system were carried out in the temperature range of 1573-2573 K with carbon content of 5 - 10 - 15 % in the system and pressure of 0.1 MPa. During the simulation it was found that the maximum transition degree of manganese into kMn_sSi_2 is up to 95.3 % at T = 1873 K and 30 % content of reductant in the system, with further increase in temperature, the manganese begins to move in to the gas phase. Silicon in comparison with manganese, recovers more difficultly, and with temperature increasing begins to transit into the gas phase, the most optimal temperature interval of silicon recovery is 1773 - 1873 K with the content of reductant in the system from 15 to 30 %. The transition degree of iron (α_{r_e} , %) in the system depending on temperature and % content of the reducing agent, allowed to determine the optimal temperature range of 1773 - 1873 K when the content of the reducing agent is 15 %. Thermodynamic modeling of phase transitions of the system manganese ore - reducing agent allowed to perform the opportunity of obtaining ferro-silico-manganese from refractory oxidized manganese ore of "Western Kamys" deposit by electric smelting.
- *Keywords*: thermodynamic analysis, chemical and phase transformations, modeling, manganese, silicon, iron, oxidized manganese ore, gas and condensed phases, metals, electric smelting, ferroalloys.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-759-765

REFERENCES

- 1. Tolymbekov M.Zh. Manganese ore industry of Kazakhstan. *Gornyi* zhurnal Kazakhstana. 2007, no. 2, pp. 2–5. (In Russ.).
- 2. Uzhkenov B.S., Mazurov A.K., Selifonov E.M. The state of resource base of iron, manganese and chromite ores of Kazakhstan

and development prospects of ferrous metallurgy in the period up to 2030. *Industriya Kazakhstana*. 2003, no. 10 (18), p. 23. (In Russ.).

- Svyatov B.A., Tolymbekov M.Zh., Baisanov S.O. Stanovlenie i razvitie margantsevoi otrasli Kazakhstana [Formation and development of manganese industry of Kazakhstan]. Almaty: Iskander, 2002, 416 p. (In Russ.).
- Baisanov S.O., Tolymbekov M.Zh., Svyatov B.A. Manganese production in Kazakhstan. In: Sostoyanie margantsevorudnoi bazy Rossii i voprosy obespecheniya promyshlennosti margantsem: sb. nauch. tr: [State of the manganese ore basis in Russia and manganese supply to industry: Coll. of sci. papers]. Krasnoyarsk, 2001, p. 32. (In Russ.).
- Baisanov A.S. Fazovye ravnovesiya i kinetika protsessa pirometallurgicheskoi pererabotki zhelezomargantsevykh rud: dis...kand. tekhn. nauk [Phase equilibriums and kinetics of pyrometallurgical processing of iron-manganese ores: Cand. Tech. Sci. Diss.]. Karaganda: KhMI, 2007, 168 p. (In Russ.).
- 6. Tolymbekov M.Zh., Takenov T.D., Akhmetov A.B. *Pryamoe legirovanie stali margantsem* [Direct alloying of steel with manganese]. Almaty: NITs «Fylym», 2003, 304 p. (In Russ.).
- Nobuhiko T., Hatanaka A., Kaku H., Kurihara K., Saitoh G. Development of iron-making technology. *Nippon Steel Technical Report*. 2012, no. 101, pp. 79–88.
- Kolesnikov A.S. Kinetic investigations into the distillation of nonferrous metals during complex processing of waste of metallurgical industry. *Russian Journal of Non-Ferrous Metals*. 2015, vol. 56, no. 1, pp. 1–5.
- 9. Ying Yi Zhang, Yuan Hong Qi, Zong Shu Zou, Yun Gang Li. Development prospect of rotary hearth furnace process in China. *Ad*vanced Materials Research. 2013, vol. 746, pp. 533–553.
- Kolesnikov A.S., Kapsalyamov B.A., Kolesnikova O.G. Kuraev R.M., Stryukovskii I.A. Processing technology for waste of zinc industry to produce ferroalloy and sublimates of non-ferrous metals. *Vestnik YuUrGU*. 2013, no. 1, pp. 34–39. (In Russ.).
- Dashevskii V.Ya., Yusfin Yu.S., Podgorodetskii G.S., Baeva N.V. Production of manganese ferroalloys of manganese ore from Usinskoye field. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2013, vol. 56, no. 9, pp. 9–16. (In Russ.).
- 12. Kolesnikov A.S. Thermodynamic modeling of production of ferroalloy and sublimates of non-ferrous metals in the system milling clinker – carbon. *Aktual'nye innovatsionnye issledovaniya: Nauka i praktika.* 2013, no. 2, pp. 12–17. Electronic resource. Available at URL: http://actualresearch.ru/nn/2013 2 (In Russ.).
- **13.** Kim A.S. Smelting ferroalloys by means of borate ores. *Steel in Translation*. 2008, vol. 38, no. 8, pp. 664–667.
- 14. Kolesnikov A.S. Thermodynamic modeling of ferronickel production from oxidized nickel ores of Kazakhstan. *Vestnik YuUrGU*. 2014, no. 1, pp. 12–18. (In Russ.).
- **15.** Akberdin A.A., Yusfin Yu.S., Toimankulov T.B. Chart of equilibrium phase composition of Fe Si Mn B. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy.* 2014, vol. 57, no. 1, pp. 40–42. (In Russ.).

- **16.** Dubinin N.E., Yuryev A.A., Vatolin N.A. Pseudopotential calculation of the structure and thermodynamics of liquid alkali metals with a square-well model as a reference system. *Journal of Structural Chemistry*. 2012, vol. 53, no. 3, pp. 468–475.
- 17. Sinyarev G.B., Vatolin N.A., Trusov B.G. *Primenenie EVM dlya termodinamicheskikh raschetov metallurgicheskikh protsessov* [The use of computers for thermodynamic calculations of metallurgical processes]. Moscow: Nauka, 1982, 32 p. (In Russ.).
- Vatolin N.A., Moiseev G.K., Trusov B.G. *Termodinamicheskoe modelirovanie v vysokotemperaturnykh neorganicheskikh sistemakh* [Thermodynamic modeling in high temperature inorganic systems]. Moscow: Metallurgiya, 1994, 352 p. (In Russ.).
- **19.** Belov G.V. *Termodinamicheskoe modelirovanie: metody, algoritmy, programmy* [Thermodynamic modeling: methods, algorithms, programs]. Moscow: Nauchnyi Mir, 2002, 184 p. (In Russ.).
- 20. Moiseev G.K., Vatolin N.A., Marshuk L.A., Il'inykh N.I. Temperaturnye zavisimosti privedennoi energii Gibbsa nekotorykh neor-

ganicheskikh veshchestv [Temperature dependences of the reduced Gibbs energy of some inorganic substances]. Ekaterinburg: Institut metallurgii UrO RAN, 1997, 231 p. (In Russ.).

Information about the authors:

A.S. Kolesnikov, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair "Technology of Cement, Ceramics and Glass" (kas164@yandex.ru) **I.V. Sergeeva**, Dr. Sci. (Biological), Professor, Head of the Chair "Botany, Chemistry and Ecology"

N.E. Botabaev, Dr. Sci. (Eng.), Professor, Dean of the Higher School of Textile and Food Engineering

A.Zh. Al'zhanova, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor, Head of the Chair "Technology of Cement, Ceramics and Glass"

Kh.A. Ashirbaev, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor, Head of the Chair "Mathematics for Technical Specialties"

Received August 4, 2016

ISSN: 0368-0797. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017. Том 60. № 9. С. 766 – 769. © 2017. Симонян Л.М., Алпатова А.А., Бородина Т.И.

УДК 669.187:628.511

ХАРАКТЕРИСТИКА КОНДЕНСАТА ПРИ ИСПАРЕНИИ ОЦИНКОВАННОЙ СТАЛИ В ПЛАЗМЕННО-ДУГОВОЙ ПЕЧИ*

Симонян Л.М.¹, д.т.н., профессор кафедры «Металлургия стали, новых производственных

технологий и защиты металлов (lmsimonyan@yandex.ru)

Алпатова А.А.¹, к.т.н., старший преподаватель кафедры «Металлургия стали,

новых производственных технологий и защиты металлов»

Бородина Т.И.², к.ф.-м.н., старший научный сотрудник научно-исследовательского

центра теплофизики экстремальных состояний (НИЦ-1 ТЭС)

 ¹ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)
 ² Объединенный институт высоких температур РАН (125412, Россия, Москва, ул. Ижорская, 13, стр. 2)

Аннотация. Обнаружены игольчатые образования в конденсате, полученном при нагреве оцинкованной стали в плазменно-дуговой печи постоянного тока с графитовым катодом в атмосфере аргоне. Результаты анализа показали, что ведущей фазой в них является оксид цинка ZnO в форме наноигл (игольчатых кристаллов).

Ключевые слова: плазменно-дуговая печь, испарение, оцинкованная сталь, конденсат, наноиглы, оксид цинка.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-766-769

В работе [1] обнаружены игольчатые образования в конденсате (рис. 1), полученном при переплаве оцинкованной стали в плазменно-дуговой печи постоянного тока с графитовым катодом в атмосфере аргона. Однако природа этих образований не была объяснена до конца.

Анализ конденсата с использованием рентгеноспектрального анализа на растровом электронном микроскопе JEOL JSM-6610LV показал, что игольчатые образования имеют толщину менее 500 нм и длину от 1 до 20 мкм (рис. 1) [1]. Результаты рентгеноспектрального анализа приведены на рис. 2. Локальный рентгеноспектральный анализ зоны с наибольшим скоплением игольчатых частиц (выбрана визуально) показал присутствие, % (по массе): 53,1 углерода; 23,2 цинка; 18,9 кислорода и в небольших количествах (4,2) железа.

Присутствие кислорода предполагает, что игольчатые структуры могут быть образованы оксидами, например, ZnO [1]. Примерный фазовый состав, рассчитанный по программе TEPPA [1], показал, что кислород преимущественно связан с цинком (ZnO – 32,8 %) и отчасти с железом (Fe₃O₄ – 10,2 %). Высокое содержание углерода в конденсате (C – 53,1 %) может быть связано с испарением графитового катода и тигля в процессе переплавки оцинкованной стали.

Учитывая высокое содержание углерода в конденсате, в работе [1] первоначально было сделано предположение, что игольчатые структуры образовались в результате конденсации углерода в «нитевидной» форме (по подобию углеродных нановолокон, образующихся при лазерной абляции графита при температурах свыше 1000 °C [2]) с последующим осаждением на них паров цинка, который затем окисляется остаточным кислородом.



Рис. 1. Микроструктура конденсата: *I* = 200 A; τ = 120 c; ×3000

^{*} В проведении экспериментов принимал участие магистрант кафедры МЗМ НИТУ «МИСиС» Жедаев А.А. Авторы выражают благодарность А. Михалчан за обсуждение полученных результатов и ценные замечания и предложения.

Fig. 1. Microstructure of the condensate: $I = 200 \text{ A}; \tau = 120 \text{ s}; \times 3000$



Fig. 2. Results of X-ray spectral analysis

Однако результаты экспериментов свидетельствуют о том, что цинк испаряется в первые 5 - 15 с [1] и, по-видимому, первым осаждается на холодных стенках камеры, в то время, как графит испаряется при достаточном нагреве катода. Кроме того, не совсем понятен источник кислорода и его роль в образовании игольчатых структур, а также природа самих оксидов, особенно оксидов цинка. Предположительно, кислород мог находиться на стенках (подложке) в адсорбированном виде, либо попасть в атмосферу печи вместе с техническим аргоном. Выяснение этих вопросов требовало дальнейших исследований.

Согласно литературным источникам [2-6], именно для оксидов цинка, а не для углерода, характерна четкая форма ровных и прямых игольчатых кристаллов. В последнее десятилетие чрезвычайно широкое распространение получили исследования, связанные с получением и применением одномерных наноструктур оксида цинка, в том числе наноигл¹. Благодаря большому отношению площади поверхности к объему, они демонстрируют высокую чувствительность к поверхностным химическим процессам. Это делает их прекрасным материалом для различных датчиков, сенсоров и электродов [6]. Полупроводниковые нанопроволоки и наноиглы перспективны для создания светоизлучающих и детектирующих устройств [3]. Они могут найти широкое применение как компоненты солнечных элементов. Благодаря малым поперечным размерам, наноиглы, также как и углеродные нанотрубки, могут использоваться для создания холодных эмиттеров электронов. Очень широкая область применения связана с созданием композиционных материалов. Благодаря почти идеальному бездислокационному строению 1D нанокристаллов, в них не реализуются обычные механизмы пластической деформации, и их прочность приближается к теоретическому для данного вещества порогу. Поэтому они в десятки и даже сотни раз прочнее обычных кристаллов, обладают гибкостью, коррозионной стойкостью и кристаллографической анизотропией свойств. В композиционных материалах они могут играть роль не только армирующих, но и тепло- и электропроводящих компонентов [3].

Хотя основная задача в работе [1] не была связана с изучением морфологии и других свойств конденсата, однако полученный результат оказался настолько интересным, что для уточнения состава игольчатой структуры были проведены дополнительные эксперименты в аналогичных условиях (обычно в качестве источника паров цинка используют металлический цинк, либо смесь оксида цинка с углеродом, а не оцинкованную сталь). Исследование фазового состава образцов конденсата, собранного со стенок камеры печи, выполнялось методом рентгеноструктурного анализа на установке ДРОН-2 по стандартной методике. Результаты анализа (рис. 3) показали, что ведущей фазой в них является оксид цинка ZnO. Кроме того, конденсат содержит металлический цинк, фазу со структурой шпинели (в равной степени это могут быть Fe₃O₄ и ZnO(Fe₂O₃)) и в малом количестве графит. Средний размер областей когерентного рассеяния всех фаз, присутствующих в образце, составляет 70 нм.

Многофазность образца не позволяет однозначно определить состав присутствующих в нем игольчатых кристаллов (наноигл), но, исходя из результатов рентгеноструктурного анализа, можно предположить, что они состоят из оксида цинка.

Формирование нанокристаллов оксида цинка может происходить по механизму «самокаталитического» ПЖК (пар-жидкость-кристалл) [4, 5]. Пары цинка охлаждаются в объеме печи, что приводит к их частичной конденсации. В результате в начальной стадии процесса происходит формирование массива нанокапель металла достаточно однородных по размеру и равномерно распределенных по поверхности подложки/стенки. При попадании кислорода в зону роста происходит его химическое взаимодействие с жидким цинком. Образовавшийся оксид растворяется в капле цинка с образованием пересыщенного раствора, из которого на границе металл/подложка кристаллизуется твердый ZnO и начинается его направленный рост по мере осаждения паров цинка [3, 4]. Это происходит из-за большой разницы в температурах плавления цинка (419,6 °C) и оксида цинка (1957 ÷ 1975 °C) [7 – 12]. В зависимости от условий проведения процесса, могут реализовываться следующие варианты.

• Скорость роста кристаллов меньше скорости осаждения цинка. При этом размер капель жидкого цинка на торце растущих нанокристаллов будет увеличиваться.

• Скорость роста кристаллов превышает скорость осаждения цинка. В этом случае первичные нанокапли

¹ Одномерные наноструктуры представляют собой кристаллические частицы, поперечные размеры которых составляют от единиц до сотен нанометров, а длина от единиц до сотен микрометров. Часто такие кристаллы называют также вискерами (от английского whisker – «ус»), иногда 1D нанокристаллами.



Рис. 3. Рентгеноструктурный анализ конденсата (ДРОН-2 – СuКα излучение)

Fig. 3. X-ray diffraction analysis of the condensate (DRON-2 - CuKa radiation)

цинка будут постепенно исчезать во время процесса, а поперечное сечение постепенно будет уменьшаться (заостряться).

• В идеальном случае скорости роста кристаллов и поступления цинка равны. При этом осуществляется стационарный режим, при котором нанокапли цинка имеют постоянные размеры в течение всего процесса и эффективно выполняют роль жидкой среды в ПЖК процессе.

В соответствии с общими закономерностями ПЖК процесса поперечный размер растущего наностержня (нанокристалла) должен соответствовать диаметру капли цинка на торце [3, 4], а изменение размеров капли приводит к изменению поперечного размера растущего кристалла. Пока нельзя однозначно ответить на вопрос, какой вариант реализуется в условиях плазменного процесса ПЖК, но с большой степенью вероятности можно предположить, что реализуется второй вариант, поскольку процесс не стационарен (максимальное давление паров цинка имеем на начальной стадии, и по мере конденсации цинка оно уменьшается). Об этом свидетельствуют также заостренные концы нанокристаллов.

Проведенные исследования позволяют сделать вывод о том, что конденсат с игольчатой структурой (наноиглы), полученный в условиях плазменно-дугового нагрева оцинкованной стали, с большой долей вероятности состоит из оксида цинка. Обычно ориентированные (выровненные в определенном направлении) игольчатые кристаллы оксида цинка целенаправлении) игольчатые кристаллы оксида цинка целенаправлении выращивают на подложках при помощи сложных технологических процессов [2-7], в то время как хаотически (бесконтрольно) направленные игольчатые структуры могут не представлять особой практической ценности. Можно предположить, что в данных исследованиях игольчатые кристаллы первоначально могли иметь направленную структуру, которая разрушилась при сборе конденсата из печи. Однако интересен и сам

факт формирования наноигл оксида цинка в плазменнодуговой печи. Исследования авторов показывают, что установка может быть использована для целенаправленного получения игольчатых кристаллов (наноигл) оксида цинка при соответствующем подборе условий процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Алпатова А.А., Симонян Л.М., Исакова Н.Ш. Изучение процесса пылеобразования при дуговом нагреве оцинкованной стали // Изв. вуз. Черная металлургия. 2016. Т. 59. № 5. С. 293 – 299.
- Suda Y., Tanaka A. A., Okita A. etc. Growth of carbon nanofibers on metal-catalyzed substrates by pulsed laser ablation of graphite // Journal of Physics: Conference Series. 2007. Vol. 59. P. 348 – 353.
- Редькин А.Н. Контролируемый газофазный синтез наноструктур для наноэлектроники, фотоники и микросистемной техники: Дис... док. физ.-мат. наук. – Черноголовка, 2012.
- Багамадова А.М., Атаев Б.М., Мамедов В.В., Омаев А.К. Способ получения нитевидных нанокристаллов оксида цинка // Письма в ЖТФ. 2010. Т. 36. Вып. 1. С. 76 – 81
- 5. Гиваргизов Е.И. Рост нитевидных и пластинчатых кристаллов из пара. М.: Наука, 1977. 300 с.
- Воробьева Н.А. Нанокристаллический ZnO(M) (M = Ga, In) для газовых сенсоров и прозрачных электродов: Дис. ... канд. хим. наук. – М.: МГУ им. М.В. Ломоносова, 2015.
- Wriedt H.A. The O–Zn (oxygen-zinc) system // J. Phase Equilib. 1987. Vol. 8. No. 2. P. 166 – 167.
- Ellmer K., Klein A. ZnO and its applications // Transparent Conductive Zinc Oxide. Basics and Applications in Thin Film Solar Cells. Ellmer K., Klein A., Rech B. eds. Springer Series in Materials Science. 2008. Vol. 104. P. 1 – 33.
- Диаграммы состояния двойных металлических систем: Справочник в 3-х томах. Т. 3. Кн. І. / Под общ. ред. Н.П. Лякишева. – М.: Машиностроение, 2001. – 872 с.
- Bunting E.N. Phase equilibria in the system SiO₂–ZnO // J. Amer. Ceram. Soc. 1930. Vol. 13. P. 5 – 10.
- Lamoreaux R.H., Hildenbrand D.L., Brewer L. High-temperature vaporization behavior of oxides II. Oxides of Be, Mg, Ca, Sr, Ba, B, Al, Ga, In, Tl, Si, Ge, Sn, Pb, Zn, Cd and Hg // J. Phys. Chem. Ref. Data. 1987. Vol. 16. P. 419 – 443.
- **12.** Казенас Е.К., Цветков Ю.В. Испарение оксидов. М.: Наука, 1997. 543 с.

Поступила 30 марта 2017 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. VOL. 60. No. 9, pp. 766-769.

CHARACTERISTIC OF THE CONDENSATE DURING EVAPORATION OF GALVANIZED STEEL IN A PLASMA-ARC FURNACE

L.M. Simonyan¹, A.A. Alpatova¹, T.I. Borodina²

¹National University of Science and Technology "MISIS" (MISIS), Moscow, Russia

² Joint Institute for High Temperatures (JIHT), RAS, Moscow, Russia

- *Abstract.* The needle structures were observed in the condensate obtained by heating the galvanized steel in plasma- arc furnace with graphite cathode in the atmosphere of argon. The research results have shown that the leading phase in this case is zinc oxide ZnO.
- *Keywords*: plasma arc furnace, evaporation, condensation, galvanized steel, nano-needles, zinc oxide.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-9-766-769

REFERENCES

- Alpatova A.A., Simonyan L.M., Isakova N.S. Dust formation in the arc heating of zinc-plated steel. *Steel in Translation*. 2016, vol. 46, no. 5, pp. 303–308.
- Suda Y., Tanaka A. A., Okita A. etc. Growth of carbon nanofibers on metal-catalyzed substrates by pulsed laser ablation of graphite. *Journal of Physics: Conference Series*. 2007, vol. 59, pp. 348–353.
- Red'kin A.N. Kontroliruemyi gazofaznyi sintez nanostruktur dlya nanoelektroniki, fotoniki i mikrosistemnoi tekhniki: Dis... doktora fiz.-mat. nauk [Controlled gas-phase synthesis of nanostructures for nanoelectronics, photonics and microsystem technology. Dr. Phys.-Math. Sci. Diss.]. Chernogolovka: 2012. (In Russ.).
- Bagamadova A.M., Ataev B.M., Mamedov V.V., Omaev A.K. Method for manufacturing zinc oxide nanowhisker arrays. *Technical Physics Letters*. 2010, vol. 36, no. 1, pp. 34–36.
- Givargizov E.I. Rost nitevidnykh i plastinchatykh kristallov iz para [Growth of filamentary and plate crystals from vapor]. Moscow: Nauka, 1977, 300 p. (In Russ.).
- Vorob'eva N.A. Nanokristallicheskii ZnO(M) (M = Ga, In) dlya gazovykh sensorov i prozrachnykh elektrodov: Dis...kand. khim. nauk [Nanocrystalline ZnO (M) (M = Ga, In) for gas sensors and

transparent electrodes. Cand. Chem. Sci. Diss.]. Moscow: MGU im. M.V. Lomonosova, 2015. (In Russ.).

- Wriedt H.A. The O-Zn (Oxygen-Zinc) System. J. Phase Equilib. 1987, vol. 8, no. 2, pp. 166–167.
- Ellmer K., Klein A. ZnO and its applications. In: *Transparent Conductive Zinc Oxide. Basics and Applications in Thin Film Solar Cells*. Ellmer K., Klein A., Rech B. eds. Springer Series in Materials Science. 2008, vol. 104, pp. 1–33.
- 9. Diagrammy sostoyaniya dvoinykh metallicheskikh sistem: Spravochnik v 3 t. T. 3, kn. 2 [Phase diagrams of double metal systems: Reference book in 3 vols. Vol. 3, Book 1]. Lyakishev N.P. ed. Moscow: Mashinostroenie, 2001, 872 p. (In Russ.).
- **10.** Bunting E.N. Phase equilibria in the system SiO₂–ZnO. J. Amer. Ceram. Soc. 1930, vol. 13, pp. 5–10.
- Lamoreaux R.H., Hildenbrand D.L., Brewer L. High-temperature vaporization behavior of oxides II. Oxides of Be, Mg, Ca, Sr, Ba, B, Al, Ga, In, Tl, Si, Ge, Sn, Pb, Zn, Cd, and Hg. J. Phys. Chem. Ref. Data. 1987, vol. 16, pp. 419–443.
- Kazenas E.K., Tsvetkov Yu.V. *Isparenie oksidov* [Evaporation of oxides]. Moscow: Nauka, 1997, 543 p. (In Russ.).
- *Acknowledgements*. Zhedaev A.A., MA student of MISIS, took part in carrying out the experiments. The authors are grateful to A. Mikhalchan for a discussion of the obtained results and valuable comments and suggestions.

Information about the authors:

L.M. Simonyan, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair of Metallurgy of Steel, New Production Technologies and Metal Protection (lmsimonyan@yandex.ru)

A.A. Alpatova, Cand. Sci. (Eng.), Senior Lecturer of the Chair of Metallurgy of Steel, New Production Technologies and Metal Protection T.I. Borodina, Cand. Sci. (Eng.), Senior Researcher of the Research Center for Thermal Physics of Extreme States

Received March 30, 2017

ИВАН ФИЛИППОВИЧ КУРУНОВ (1939 – 2017)



31 августа после тяжелой болезни скончался наш коллега Иван Филиппович Курунов.

Коллективы кафедры «Энергоэффективные и ресурсосберегающие промышленные технологии» (ЭРПТ) и ПАО «Новолипецкий металлургический комбинат» (НЛМК) выражают глубокое соболезнование семье Ивана Филипповича, его родным и близким.

И.Ф. Курунов родился в городе Сатка Челябинской области в 1939 г. В 1961 г. закончил Челябинский политехнический институт и два года работал в Челябинском НИИМе. С 1963 по 1966 гг. учился в аспирантуре МИСиС по кафедре руднотермических процессов (РТП) под научным руководством профессора Анатолия Николаевича Похвиснева. В 1966 г. защитил кандидатскую диссертацию, в 1970 г. находился на научной стажировке в Париже в институте ИРСИД у профессора А. Риста. В 2003 г. защитил докторскую диссертацию в форме научного доклада по теме «Разработка ресурсосберегающих технологий доменной плавки на основе ее исследований и математического моделирования». И.Ф. Курунов успешно и творчески работал в Московском институте стали и сплавов ассистентом, старшим преподавателем, доцентом, профессором, читал для студентов специальные курсы лекций по технологии и автоматизации металлургических процессов и производств, осуществлял научное руководство курсовыми, дипломными и аспирантскими работами. Заслуги профессора И.Ф. Курунова в подготовке квалифицированных специалистов для металлургических заводов страны отмечены нагрудным знаком «За отличные успехи в работе в области высшего образования СССР», званием «Почетный работник высшего профессионального образования РФ».

Научная деятельность Ивана Филипповича Курунова в области аглодоменного производства была связана с успешным созданием и внедрением таких научных разработок и технологий, как управление тепловым состоянием горна доменной печи; энергосберегающие периодические режимы загрузки доменных печей; вдувание в доменную печь природного газа в смеси с кислородом и экологически чистого водо-угольного топлива, отработанного моторного масла и пороха. Им создана многофункциональная математическая модель доменного процесса; проработана и реализуется новая концепция обращения с отходами на металлургическом предприятии, предусматривающая рециклинг в доменной печи шламов, металлургических пылей, замасленной окалины. И.Ф. Курунов является одним из уникальных представителей плеяды доменщиков, подготовленных в МИСиС.

На НЛМК Иван Филиппович пришел в 2000 г. Сначала работал экспертом в управляющей компании в Москве, а с 2005 г. – главным доменщиком комбината. Он принимал участие в проектировании и строительстве доменной печи «Россиянка» и ряда других значимых объектов НЛМК.

По инициативе и под руководством И.Ф. Курунова разработаны и внедрены технологии, позволившие снизить себестоимость чугуна и экологическую нагрузку доменных цехов комбината. Среди последних реализованных проектов – внедрение технологии вдувания пылеугольного топлива в доменные печи. Сейчас компания приступает к строительству фабрики брикетирования. Это проект, главным идеологом и разработчиком которого был И.Ф. Курунов.

Научная деятельность Ивана Филипповича Курунова оказала значительное влияние на повышение эффек-

тивности первых переделов на предприятиях отечественной металлургии. Он автор четырех монографий, более 270 научных статей, обладатель 120 авторских свидетельств и патентов на изобретения, многократно представлял Россию на международных конгрессах по доменному производству. И.Ф. Курунов является одним из авторов книг: третье издание учебника для вузов «Металлургия чугуна», «Русско-англо-немецкофранцузский металлургический словарь», монография «Состояние и перспективны бездоменной металлургии железа», членом международного авторского коллектива третьего издания книги «Введение в современный доменный процесс», опубликованной в 2017 г. в Голландии. Он также редактировал перевод на русский язык первого издания, переводил и редактировал второе издание этой книги, которое сейчас используется в качестве учебного пособия для персонала доменного цеха НЛМК. И.Ф. Курунов являлся научным редактором РЖ «Металлургия» академического института ВИНИТИ и работал в редакционной коллегии журнала «Металлург». Иван Филиппович по праву находится в списке выдающихся доменщиков XX века. В 2014 г. по данным Российского индекса научного цитирования (РИНЦ) И.Ф. Курунов вошел в список 100 самых цитируемых российских ученых-металлургов, заняв 65-е место.

Почетные награды И.Ф. Курунова: знак «За отличные успехи в работе в области высшего образования СССР» (1989), медаль «850 лет Москвы» (1997), медаль «Почетный работник высшего профессионального образования РФ» (2000), медаль «За безупречную службу МИСиС I степени» (2005), почетный золотой знак ОАО «НЛМК» I степени (2009).

Ивана Филипповича всегда отличала активная жизненная позиция: он занимался плаванием, увлекался горными лыжами, осуществлял восхождения на Эльбрус – это вызывало у всех чувство искреннего уважения. Интеллектуал, всегда бодрый и подвижный, с крепким рукопожатием и открытой улыбкой – таким он останется в нашей памяти: учитель, коллега, друг, товарищ, настоящий Человек.

> Коллектив кафедры ЭРПТ НИТУ «МИСиС» С.В. Филатов, управляющий директор ПАО «НЛМК», выпускник кафедры РТП НИТУ «МИСиС»

Над номером работали:

Леонтьев Л.И., главный редактор

Полулях Л.А., ответственный секретарь

Ивани Е.А., заместитель главного редактора

Потапова Е.Ю., заместитель главного редактора по развитию

Долицкая О.А., научный редактор

Расенець В.В., верстка, иллюстрации

Кузнецов А.А., системный администратор

Острогорская Г.Ю., менеджер по работе с клиентами

Подписано в печать 25.09.2017. Формат 60×90 ¹/₈. Бум. офсетная № 1. Печать цифровая. Усл. печ. л. 10,75. Заказ 5938. Цена свободная.

Отпечатано в типографии Издательского Дома МИСиС. 119049, г. Москва, Ленинский пр-т, 4. Тел./факс: (499) 236-76-17, 236-76-35

IZVESTIVA FERROUS METALLURGY

INFLUENCE OF VARIABLE FRICTION FORCES ON SIZES OF SLIP, RETARDATION AND DEAD ZONES IN UPSETTING PROCESS

MODELING OF STEELMAKING IN BOF BASED ON PHYSICAL, CHEMICAL AND THERMAL PROCESSES

EVALUATION OF STRESS-STRAIN STATE OF THE METAL ON THE BASIS OF MATHEMATICAL MODELING IN PRODUCTION OF LARGE DIAMETER PIPES

INVESTIGATION OF THE SINTERING PROCESS WITH PARTICIPATION OF MAGNETITE CONCENTRATES OF THE KOVDOR DEPOSIT IN THE CHARGE

IMPROVING THE EFFICIENCY OF GENERATING COMPRESSED AIR AT METALLURGICAL PLANT

SIMULATION OF SWITCHING OVERVOLTAGES IN POWER SUPPLY SYSTEMS OF METALLURGICAL PLANTS

MAGNETOMETRIC ANALYSIS TO EXAMINE CRITICAL TEMPERATURES AND STRUCTURAL STATE OF THE 13%-CR STEELS

ESTIMATION OF MECHANICAL DEFORMABILITY OF METALS BASED ON ENERGY DISSIPATION

WEAR RESISTANCE OF PCD COMPOSITES USED TO COMPLETE PDC DRILL BITS

EQUILIBRIUM DISTRIBUTION OF BORON BETWEEN METAL OF FE-C-SI-AL SYSTEM AND BORON SLAG

THERMODYNAMIC SIMULATION OF CHEMICAL AND PHASE TRANSFORMATIONS IN THE SYSTEM OF OXIDIZED MANGANESE ORE – CARBON

CHARACTERISTIC OF THE CONDENSATE DURING EVAPORATION OF GALVANIZED STEEL IN A PLASMA-ARC FURNACE