# МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИ ЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ 5 2014

Издается с января 1958 г. ежемесячно

МОСКВА • МИСИС • 2014

#### Главный редактор: Ю.С. ЮСФИН Заместитель главного редактора: Е.В. ПРОТОПОПОВ Ответственный секретарь: А.Г. ГЛЕБОВ Заместитель ответственного секретаря: Н.П. ОЛЕНДАРЕНКО

#### Члены редакционной коллегии:

M.B. ACTAXOB Г.В. АШИХМИН В.Д. БЕЛОВ Е.П. ВОЛЫНКИНА С.М. ГОРБАТЮК ГУОИ ТАНГ (Китай) К.В. ГРИГОРОВИЧ, редактор раздела «Ресурсосбережение в черной металлургии» **Β.Ε. ΓΡΟΜΟΒ** А.В. ДУБ, редактор раздела «Инжиниринг в черной металлургии» Р. КАВАЛЛА В.М. КОЛОКОЛЬЦЕВ К.Л. КОСЫРЕВ, редактор раздела «Металлургические технологии» В.В. КУРНОСОВ С.С. ЛАЗУТКИН

Л.П. МЫШЛЯЕВ, редактор раздела «Информационные технологии и автоматизация в черной металлургии» С.А. НИКУЛИН Г.С. ПОДГОРОДЕЦКИЙ Л.А. ПОЛУЛЯХ И.Ю. ПЫШМИНЦЕВ, редактор раздела «Высокопрочные стали для энергетики» Л.М. СИМОНЯН, редактор раздела «Рациональное природопользование в черной металлургии» С.В. СОЛОДОВ Н.А. СПИРИН М.В. ТЕМЛЯНЦЕВ М.Р. ФИЛОНОВ, редактор раздела «Материаловедение и нанотехнологии» М.О. ШПАЙДЕЛЬ (Швейцария) А.Б. ЮРЬЕВ

#### Учредители:



Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

## 

Сибирский государственный индустриальный университет

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*: (499) 236-14-27 *E-mail*: ferrous@misis.ru www.fermet.misis.ru 654007, Новокузнецк, 7, Кемеровской обл., ул. Кирова, д. 42 Сибирский государственный индустриальный университет, *Тел.*: (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»

Founders: National Research Technological University "MISIS" Siberian State Industrial University

Chief editor: Yusfin Yu.S. Deputy chief editor: Protopopov E.V. Responsible secretary: Glebov A.G. Deputy responsible secretary: Olendarenko N.P.

#### Editorial board:

Astakhov M.V., Ashihmin G.V, Belov V.D., Volynkina E.P., Gorbatyuk S.M., GUOI TANG (China), Grigorovich K.V., Gromov V.E., Dub A.V., Kavalla R., Kolokoltsev V.M., Kosirev K.L., Kurnosov V.V., Lazutkin S.S., Myshlyaev L.P., Nikulin S.A., Podgorodetskiy G.S., Polulyakh L.A., Pyshmintsev I.Yu., Simonyan L.M., Solodov S.V., Spirin N.A., Temlyantsev M.V., Filonov M.R., Speidel M.(Switzerland), Yur'ev A.B. E ditorial addresses: 119049, Moscow, Leninsky Prosp., 4 National Research Technological University "MISIS" *Tel./fax*: +7 (499) 236-14-27 *E-mail:* ferrous@misis.ru www.fermet.misis.ru

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

**Publisher:** Publishing House National Research Technological University "MISIS"

### РАЦИОНАЛЬНОЕ ПРИРОДОПОЛЬЗОВАНИЕ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

УДК 662.6.9:519.6

#### ОЦЕНКА КОНЦЕНТРАЦИИ ОКСИДОВ АЗОТА В ПРОДУКТАХ ГОРЕНИЯ ТОПЛИВА

С.И. Герцык, доцент кафедры «Технология и оборудование металлургического производства» Д.Б. Туктаров, студент

#### Московский государственный машиностроительный университет (Москва, Россия)

Аннотация. Рассмотрены методики, позволяющие прогнозировать образование оксидов азота в продуктах горения газообразного топлива. Получены значения прогнозируемых концентраций оксидов азота в уходящих газах при сжигании природного газа в горелках с различными способами смешения топлива и воздуха. При прочих равных условиях минимальное содержание оксидов азота в продуктах горения образуется при сжигании топлива в горелках с разомкнутыми факелами (ГПП, ГР) и в горелках с улучшенным смешением. Несколько выше – в горелках без предварительного смешения топлива и воздуха. Наиболее токсичные дымовые газы образуются при сжигании топлива в инжекционных горелках. При подогреве воздуха горения концентрация оксидов в дыме возрастает в 2 – 3 раза. Совпадение результатов расчетов, выполненных по рассмотренным методикам для высокотемпературных печей, составляет 5 – 7 %, для низкотемпературных – 20 % и более. При высоком подогреве воздуха горения это расхождение увеличивается.

Ключевые слова: оксиды азота, дымовые газы, горелочные устройства, способ смешения топлива и воздуха, подогрев воздуха горения.

E-ман.: gertsyk@mail.ru

В последние десятилетия пристальное внимание проектировщиков промышленных печей и эксплуатационников привлекают проблемы экологии. В уходящих продуктах горения содержатся оксиды углерода, азота и серы (при сжигании серосодержащих топлив). Наиболее токсичными являются оксиды азота – NO (монооксид) и NO<sub>2</sub> (диоксид).

Монооксид азота представляет собой бесцветный газ, плохо растворимый в воде. «Термический» монооксид азота, образующийся в результате реакций диссоциации и последующего окисления молекул азота, образуется при высоких температурах, «топливный» монооксид – при сравнительно низких температурах (T < 1500 K) при сжигании азотосодержащих топлив, а при T > 2200 - 2300 K выход NO приближается к равновесному. Монооксид азота не раздражает дыхательные пути, и поэтому человек его не чувствует. При вдыхании NO (как и CO) этот газ связывается с гемоглобином.

Диоксид азота – газ красно-бурого цвета с характерным острым запахом. Он высокотоксичен, даже в небольших концентрациях раздражает дыхательные пути, в больших – вызывает отек легких, снижает зрение, притупляет обоняние и тоже вызывает изменение состава крови – снижает содержание в ней гемоглобина. Кроме того, он усиливает действие канцерогенных веществ, способствуя образованию злокачественных образований. Способствует образованию кислотных дождей, так как его взаимодействие с водой приводит к образованию азотной кислоты, являющейся мощным коррозионным агентом. В области температур, характерных для процессов, протекающих в топках печей и котлов, выход NO<sub>x</sub> определяется суммарным уровнем образующихся оксидов. Максимальная разовая концентрация суммарного выхода оксидов азота NO<sub>x</sub> в воздухе (ПДК) составляет 0,085 мг/м<sup>3</sup>, среднесуточное значение – 0,06 мг/м<sup>3</sup> [1].

Образование оксидов азота в продуктах горения топлива в большей мере связано с окислением азота воздуха и в меньшей – с окислением органических соединений, содержащихся в топливе.

Для снижения концентрации вредных выбросов в уходящих продуктах горения топлива необходимы надежные способы оценки их количества, выбрасываемого в окружающий воздух. Существует ряд методик оценки концентрации оксидов азота в продуктах горения различных видов топлив при использовании газогорелочных устройств разных типов, установленных на промышленных печах и котлах. Все методики получены на основе экспериментальных данных при различных условиях и допущениях, поэтому представляется интересным их сравнение, что может быть полезным при выборе системы отопления промышленных агрегатов.

Известно, что количество оксидов азота, образующихся при горении, складывается из трех видов: быстрых, термических (тепловых) и топливных. Количество быстрых оксидов азота практически не зависит от условий сжигания, их доля более или менее постоянна, и для высококалорийных топлив (природные газы) находится на уровне 70 – 100 мг/м<sup>3</sup> [1]. Содержание термических оксидов в общем балансе NO<sub>x</sub> составляет не менее 80 %, а по данным работ [1, 2] – не менее 92 – 98 % для природных газов (с высоким содержанием углево-

дородов). Топливные оксиды образуются при сжигании азотосодержащих топлив.

Таким образом, общее количество оксидов азота, выбрасываемых в атмосферу, в пересчете на NO<sub>2</sub>, складывается их трех составляющих:

$$NO_x = 1,53(NO_{\delta} + NO_{T} + NO_{TOILI}).$$
(1)

На основе зарубежных и отечественных публикаций авторы предложили оценку (прогноз) зависимости концентрации термических оксидов азота (NO<sub>T</sub>) в продуктах горения топлива от параметров сжигания топлива, способа образования топливовоздушной смеси и ряда характеристик тепловой работы промышленных печей по следующему уравнению [2]:

где  $K_r$ ,  $K(O_2)$ ,  $K(\varepsilon)$ ,  $K_V$  – безразмерные коэффициенты, зависящие от типа сожигательного устройства, содержания кислорода в продуктах горения, оптической плотности газовой фазы и соотношения объемов продуктов горения при фактическом n и при n = 1;  $T_{K_1}$ ,  $T_{K_2}$ ,  $T_{\Pi}$  – калориметрическая температура при стехиометрических соотношениях горения при фактическом коэффициенте расхода воздуха и температура печи или зоны горения, К.

По данным авторов, уравнение (2) с достаточной для прогноза точностью позволяет оценить изменение концентрации термических оксидов азота в зависимости от температуры подогрева воздуха (топлива) и других характеристик работы печей.

Методика института «Стальпроект» [Указания по проектированию нагревательных и термических печей прокатных и трубных цехов металлургических заводов ОРД.14.288.01-86, 1986, прил. 14.] основана на стендовых испытаниях, проведенных для горелок различных типов, и обработке большого количества экспериментальных данных зарубежных и отечественных исследователей, а также неопубликованных материалах ВНИИПРОМГАЗ, ВНИИМТа, ИГ АН УССР и др.

Содержание NO<sub>x</sub> в продуктах горения определяют по формуле

$$[NO_x]_p = [NO_x]_6 K_1 K_2 K_3 K_4 K_5 + [NO_x]_T,$$
 (3)

где  $[NO_x]_p$  – содержание оксидов азота в продуктах горения при пересчете их объема к стехиометрическим соотношениям горения n = 1, мг/м<sup>3</sup> (здесь м<sup>3</sup> при нормальных условиях – 0 °С и 101,3 кПа);  $K_1 \dots K_5$  – безразмерные коэффициенты, учитывающие влияние ряда факторов на концентрацию NO<sub>x</sub> в продуктах горения; р, б, т – индексы, соответствующие содержаниям оксидов азота: расчетного, базового, топливного (возникающего в связи с наличием в топливе азота).

При расчетах выбросов оксидов азота предполагается, что расчетные значения  $[NO_x]_p$  соответствуют доокислению выбросов NO в атмосферу до более токсичного NO<sub>2</sub> примерно на 90 – 96 %.

Базовое «воздушное» содержание  $[NO_x]_6$  принимают для расчетов в зависимости от типа и конструкции сожигательных устройств.

Базовое содержание соответствует условиям сжигания природного газа с холодным воздухом при n = 1,05 - 1,15, температуре в печи 1200 °С и работе горелок с номинальной нагрузкой. Его значение изменяется от 100 (плоскопламенные горелки) до 350 мг/м<sup>3</sup> (радиационные трубы одностадийного сжигания). Минимальное значение базового содержания [горелки плоскопламенные (ГПП), горелки радиационные (ГР)] объясняется особенностями конструкции устройств этого типа [3]. Благодаря разомкнутому факелу в центре горелки образуется разрежение, что приводит к подсосу холодного компонента (воздух и остывающие продукты горения из рабочего пространства), в результате чего снижается температура факела.

Безразмерный коэффициент  $K_1$  и «топливное» содержание  $[NO_x]_{T}$ , возникающее при наличии в топливе связанного азота (оно имеет наибольшее значение для жидких и твердых топлив, для газов оно на порядок меньше), принимают в зависимости от вида топлива. Для смешанных газов эти величины рассчитываются пропорционально объемной доле каждого газа в смеси:

Вид топлива	$K_1$	$[NO_{x}]_{T}, M\Gamma/M^{3}$
Мазут и другие жидкие топлива	1,1	200
Коксовый газ	1,1	30
Доменный газ	0,7	10
Природный газ и другие газы, не содержащие связанного азота	1,0	0
Смешанные газы	Сос доли	тветственно газов в смеси

Безразмерный коэффициент *K*<sub>2</sub>, учитывающий температуру воздуха горения, принимают, как указано ниже:

Температура воздуха горения перед горелкой, °С	$K_2$
0	1,00
100	1,30
200	1,70
300	2,20
400	2,80
500	3,60
600	4,70
700	6,10

Безразмерный коэффициент  $K_3$ , учитывающий температуру в печи в зоне горения (топочной камере), принимают, как указано ниже:

$K_3$	Температура в печи, °С	$K_3$
0,38	1050	0,78
0,41	1100	0,85
0,44	1150	0,92
0,48	1200	1,00
0,52	1250	1,09
0,56	1300	1,18
0,61	1350	1,28
0,67	1400	1,39
0,72	1450	1,50
	K <sub>3</sub> 0,38 0,41 0,44 0,48 0,52 0,56 0,61 0,67 0,72	K3Температура в печи, °С0,3810500,4111000,4411500,4812000,5212500,5613000,6113500,6714000,721450

Безразмерный коэффициент  $K_4 = 1,00 - 1,28$  учитывает изменение нагрузки на горелки по отношению к номинальной. При номинальной нагрузке горелки  $K_4 = 1,00$ ; снижение доли от номинальной нагрузки приводит к возрастанию значения этого коэффициента.

Безразмерный коэффициент  $K_5$ , учитывающий особенности сжигания топлива, принимают в зависимости от коэффициента расхода воздуха n:  $K_5 = 1,00$  при n = 1,05 - 1,15 и n = 1,25 - 1,5;  $K_5 = 1,10$  при 1,15 < n < 1,25. При сжигании топлива с n > 1,5  $K_5 = 0,90$ , при принудительной циркуляции продуктов горения (например, с помощью вентиляторов в низкотемпературных печах)  $K_5 = 0,50$ , при паровом распыливании мазута  $K_5 = 0,95$ .

Представляется интересным сравнение результатов расчета величины [NO<sub>x</sub>] в продуктах горения природного газа, полученных по приведенным выше методикам при сопоставимых условиях работы промышленных печей. Сравнение результатов, полученных по уравнениям (2) и (3), можно проводить для горелочных устройств полного предварительного смешения топлива и воздуха (инжекционные горелки) и горелок с внешним смешением – горелки типа «труба в трубе». Для горелок частичного предварительного смешения величину выбросов оксидов азота можно оценить по формуле (3) только для горелок с разомкнутым факелом – тип ГПП и ГР.

Очевидно, что вопросы совершенствования технологии нагрева металла нельзя рассматривать без решения экологических проблем, связанных с увеличением уровня токсичности дымовых газов, выбрасываемых в атмосферу.

Представленные ниже графические материалы получены для природного газа с теплотой сгорания  $Q^{\rm p}_{\rm H} = 35,5 \text{ MДж/M}^3$ .

На рис. 1 представлены зависимости концентрации оксидов азота в продуктах горения топлива  $NO_x$  от температуры печи для горелок двух типов: инжекционной (n = 1,02) и «труба в трубе» (n = 1,15), полученные по уравнениям (2) и (3). Воздух горения не подогревается.

Анализ рис. 1 позволяет сделать следующие выводы: для нагревательных и термических печей с



Рис. 1. Зависимость величины выбросов оксидов азота от температуры печи, полученная по уравнениям (2) и (3), для горелок: *1* – инжекционной; 2 – «труба в трубе»

 $t_{\rm n} = 850 - 1350$  °C результаты, полученные по обеим методикам, вполне сопоставимы. Расхождение результатов составляет 10 – 15 % для термических печей ( $t_{\rm n} = 850 - 1150$  °C), при более высоких температурах печи расхождение существенно ниже, и чем выше температура печи, тем оно меньше.

В связи с тем, что интенсификация работы промышленных печей и организация малоокислительного нагрева при существенной экономии топлива связана с повышением температуры воздуха горения, прогноз образования токсичных компонентов в продуктах горения при различной степени рекуперации тепла достаточно актуален.

Повышение температуры подогрева воздуха горения всегда приводит к увеличению концентрации NO<sub>x</sub> в продуктах горения, причем это, как известно, наиболее характерно для инжекционных горелок. И чем выше температура печи, тем, очевидно, выше токсичность уходящих продуктов горения.

На рис. 2 и 3 представлена зависимость величины выбросов оксидов азота  $NO_x$  от температуры подогрева воздуха для термических печей при  $t_n = 900$  °C



Рис. 2. Зависимость величины выбросов оксидов азота от температуры воздуха горения при t<sub>n</sub> = 900 °C, полученная по уравнениям (2) и (3), для горелок: *1* – инжекционной; *2* – «труба в трубе»



Рис. 3. Зависимость величины выбросов оксидов азота от температуры воздуха горения при  $t_n = 1200$  °C, полученная по уравнениям (2) и (3), для горелок: *I* – инжекционной; *2* – «труба в трубе»

и нагревательных при  $t_n = 1200$  °C. Расхождение результатов, полученных по обеим методикам, существенно меньше для высокотемпературных печей во всем диапазоне температур воздуха горения и несколько больше для низкотемпературных (термических) печей.

Очевидно, что с точки зрения экологии (концентрации  $NO_x$  в продуктах горения топлива) предпочтительнее горелки с внешним смешением топлива и воздуха – «труба в трубе» по сравнению с инжекционными как при работе с холодным воздухом, так и на подогретом.

С учетом того, что подогрев воздуха горения приводит к экономии топлива на 12 – 15 % и, следовательно, снижению валовых выбросов продуктов горения, интересно оценить общее количество оксидов азота, выбрасываемых в окружающую среду печами с теплоутилизационными устройствами. Сравнение проведем при подогреве воздуха горения до 250 и 400 °C в нагревательных и термических печах.

Как следует из рис. 2 и 3, горелки типа «труба в трубе» при работе с коэффициентом расхода воздуха n = 1,15 образуют продукты горения с содержанием NO<sub>x</sub>, равным ~360 и 530 мг/м<sup>3</sup> при  $t_n = 1200$  °C и ~235 и 320 мг/м<sup>3</sup> при  $t_n = 900$  °C.

Таким образом, при сопоставимых условиях (одинаковой температуре печи) концентрация  $NO_x$  в продуктах горения повышается примерно на 60 % при увеличении температуры подогрева воздуха на 150 °C.

Следовательно, и валовые выбросы NO<sub>x</sub> в окружающую среду увеличиваются на 45 – 50 % (с учетом снижения общего объема образующихся продуктов горения). И в случае превышения концентрации оксидов азота в дымовых газах величины ПДВ необходимо предусмотреть меры по очистке дымовых газов.

Аналогичные результаты и при работе инжекционных горелок: 540 и 890 мг/м<sup>3</sup> при  $t_n = 1200$  °C и 380 и 540 мг/м<sup>3</sup> при  $t_n = 900$  °C (цифры приведены по методи-



Рис. 4. Зависимость величины выбросов оксидов азота горелками с частичным предварительным смешением топлива и воздуха от температуры воздуха горения при *t*<sub>n</sub>, °C: *l* – 900; *2* – 1200

ке OAO «Стальпроект», дающей наибольшие результаты). Как видно из приведенных результатов, в высокотемпературных печах значения концентрации оксидов азота весьма существенно (на 50 – 60 %) превышают соответствующие значения выбросов NO<sub>x</sub> горелками типа «труба в трубе».

Оценить величину выбросов оксидов азота с продуктами горения топлива при работе горелок с частичным предварительным смешением топлива и воздуха, но не дающих разомкнутый факел (кроме ГР, ГПП), можно по соотношению (2) (рис. 4).

Как следует из результатов расчета, прогнозирующих концентрацию оксидов азота в дымовых газах, эти горелки в экологическом отношении наиболее предпочтительны, поскольку обеспечивают минимальное значение концентрации NO<sub>x</sub>. В большинстве случаев при работе этих горелок на подогретом воздухе значения NO<sub>x</sub> в продуктах горения не превышают ПДВ.

Как указывалось выше, горелки типа ГР и ГПП имеют минимальное базовое значение оксидов  $[NO_x]_6$ , равное 100 против 320 мг/м<sup>3</sup> (инжекционные) и 200 мг/м<sup>3</sup> («труба в трубе»). Отсюда следует, что при прочих равных условиях они образуют продукты горения с наименьшими значениями концентрации  $NO_x$ .

Таким образом, расчет по методикам, позволяющим прогнозировать содержание оксидов азота в продуктах горения топлива (природный газ) позволяет утверждать, что подогрев воздуха горения существенно повышает концентрацию NO<sub>x</sub> в дымовых газах, поэтому выполнение оценок такого рода является необходимым этапом расчетно-проектных работ.

Сравнение результатов расчета по обеим методикам позволяет утверждать, что для высокотемпературных печей прогноз образования оксидов азота в продуктах горения природного газа практически совпадает, расхождение составляет 5 – 7 %; для термических печей результаты, полученные по уравнению (3) (методика института «Стальпроект»), дают более высокие зна-

чения, особенно при подогреве воздуха горения более 250 – 300 °C. Расхождения расчетных данных может составлять более 20 %.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Сигал И.Я. Защита воздушного бассейна при сжигании топлива. Л.: Недра, 1988. 312 с.
- Шульц Л.А., Говорова Н.М. // Изв. вуз. Черные металлы. 1996. № 5. С. 66 – 70.
- Винтовкин А.А., Ладыгичев М.Г., Гусовский В.Л., Калинова Т.В. Горелочные устройства промышленных печей и топок (конструкции и технические характеристики): Справочник. – М.: Интермет инжиниринг, 1999.

© 2014 г. *С.И. Герцык, Д.Б. Туктаров* Поступила 20 января 2014 г.

#### ESTIMATING THE CONCENTRATION OF NITROGEN OXIDES IN COMBUSTION PRODUCTS

*S.I. Gertsyk*, Assist. professor of the Chair "Technology and equipment of metallurgical production" *D.B. Tuktarov*, Student

Moscow State University of Engineering "MAMI" (Moscow, Russia)

E-MAIL: gertsyk@mail.ru

*Abstract.* This article describes methods allowing to project formation of nitrogen oxides in combustion products of gaseous fuels. The authors claim to have obtained the values of projected concentrations of nitrogen oxides in exhausting gases resulting from burning natural gas in burners using different fuel and air mixing techniques. Other conditions being equal, burners with open torches – plate flame burners (BPF), radiation burners (BR) and improved fuel mixing burners generate the minimum content of nitrogen oxides in combustion products. Burners without pre-mixing of fuel and air generate a slightly higher content of nitrogen oxides. Injection burners generate the most toxic smoke gases. Heated combustion air increases the concentration of oxides in the smoke two to three times. Calculations made in accordance with the methods designed for high temperature furnaces coincide within the range of 5 to 7 %, for low temperature furnaces – at 20 and more %. If the combustion air is highly heated the gap is larger.

*Keywords*: nitrogen oxides, smoke gases, burner devices, the method of mixing fuel and air, preheating of combustion air.

#### REFERENCES

- 1. Sigal I.Ja. Zashhita vozdushnogo bassejna pri szhiganii topliva (Protection of the air basin for fuel combustion). Leningrad: Nedra, 1988. 312 p.
- Shul'c L.A., Govorova N.M. Izvestija VUZov, Chernaya Metallurgiya. № 5. 1996. Pp. 66 – 70.
- Vintovkin A.A., Ladygichev M.G., Gusovskij V.L., Kalinova T.V. Gorelochnye ustrojstva promyshlennyh pechej i topok (konstrukcii i tehnicheskie harakteristiki). Spravochnik. (Burners of industrial ovens and furnaces (design and specifications). Handbook ). Intermetinzhiniring. Moscow: 1999.

Received January 20, 2014

#### НЕРАЗРУШАЮЩИЙ КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА АДГЕЗИИ ПОКРЫТИЙ НА ЧУГУНЕ ПОВЕРХНОСТНЫМИ УЛЬТРАЗВУКОВЫМИ ВОЛНАМИ

А.И. Шевченко, к.т.н., вед. инженер

#### Главная астрономическая обсерватория Национальной академии наук Украины (Киев, Украина)

Аннотация. Описано влияние критических углов распространения продольных и поперечных волн на достоверность измерений в неразрушающем методе контроля адгезии покрытий на чугуне. Рассмотрены поверхностные волны Лява и Релея, образующиеся при трансформации продольной волны в образце металла, на который нанесено твердое тонкое покрытие. Изложена модель распространения поверхностных волн для газотермического хромового покрытия толщиной 0,35 – 0,55 мм на чугуне. Достоверность изложенного подхода подтверждена стандартизованным методом механического отрыва на разрывной машине. Оценены погрешности определения адгезии покрытий.

Ключевые слова: адгезия, покрытия, поверхностные ультразвуковые волны, контроль качества.

#### E-MAIL: soi 51@ukr.net

Одним из факторов, который определяет надежность покрытий, является величина адгезионного сцепления между покрытием и рабочим телом. При контроле покрытий могут использоваться ультразвуковые (УЗ) волны. Стандартизированных методик определения адгезии покрытий с использованием УЗ не существует. Стандартные (зеркальный и зеркально-теневой) методы облучения продольными УЗ волнами металла с покрытием при перпендикулярном падении луча УЗ на покрытия из-за низкой чувствительности не дают возможности найти корреляцию ослабления УЗ и качества адгезии. В работах [1-3] предложен метод контроля адгезии покрытий на основе хрома (основной металл – чугун) с помощью анализа спектра УЗ. Значение адгезии между покрытием и подкладкой может изменяться от десятых долей до 10 еВ [4]. Практически адгезию измеряют в других единицах, например с помощью работы или усилий, которые затрачиваются на отрыв покрытия. Единица измерения адгезии зависит от метода измерения [5]. Рассмотренная в работе модель разработана на базе применения теорий распространения УЗ [5-7].

Целью исследования является рассмотрение постановки эксперимента, при котором поверхностные волны проходят вдоль твердого тела с нанесенным на нем покрытием в схеме контроля, предполагающего боковое облучение образца с газотермическими тонкими покрытиями на чугуне, перспективными для применения в узлах трения.

В данной работе два одинаковых УЗ преобразователя прикладывались к боковым поверхностям цилиндрического образца со сточенными двумя фасками (рис. 1). На торец образца было нанесено покрытие. Излучающий и принимающий преобразователи подключались к спектроанализатору СК4-59.

Использовались два одинаковых преобразователя П113 № (0,2 - 2,0) с полосою частот 0,2 - 2,0 МГц и диаметром рабочей части пьезопластины 10 мм. СК4-59 относится к последовательным анализаторам, у которых есть следящий генератор (СГ), который перенастраивается одновременно с приемником в СК4-59 и используется для контроля амплитудночастотной характеристики. Мгновенная частота колебаний на выходе СГ точно равняется частоте, настроенной полосовым фильтром СК4-59. На выходе генератора СГ излучается сигнал с широкой полосой частот, который приходит на преобразователь. Полоса частот СГ выбирается соответствующей полосе частот от 0,01 до 2 МГц или 5 МГц. На рис. 2 показана спектрограмма УЗ сигнала, по оси ординат (ось у) откладывается значение сигнала преобразователя А, а по оси абсцисс — частоты f.



Рис. 1. Форма исследуемого образца чугуна



Рис. 2. Спектрограмма УЗ волны, прошедшей через образец чугуна: *a* – через образец с покрытием при низкой адгезионной прочности покрытия; *б* – через образец с покрытием при высокой адгезионной прочности покрытия [5, 7]

На спектрограмме (см. рис. 2) через максимумы амплитуд  $A_f$  сплошного спектра УЗ сигналов проводится огибающая – по амплитудам двух серий УЗ сигналов с большими (3900 кГц) и меньшими (1400 кГц) частотами (серии имеют колоколоподобный характер и разделены промежутком). На частоте 3900 кГц наблюдается существенная разница в амплитудах сигналов, прошедших сквозь образцы с хорошей и плохой адгезией. Характеристикой меры адгезионной прочности опытного образца является площадь  $S_f$  под огибающей участка спектра УЗ сигналов, который расположен в

диапазоне с большими частотами 
$$S_f = \int_{f_1}^{f_2} \varphi(\max A_f) df$$

где  $\varphi(\max A_f) - \varphi$ ункция огибающей спектрограммы;  $f_1, f_2$  – соответственно начало и конец диапазона частот для функции огибающей высокочастотного участка спектра поверхностных волн;  $S_f$  – измеряемая величина адгезии. Размерность частоты [f] = 1/c. Размерность единицы адгезии  $[A_f] = \text{мB/c}$ . Приведенное выше соотношение для величины  $S_f$  лежит в основе метода определения адгезии с помощью УЗ.

Проводился анализ спектра УЗ сигналов на спектроанализаторе СК4-59 в диапазоне частот от 0 до 5500 кГц. Покрытия отличались по толщине и структуре поверхности.

На рис. 3 показаны направления распространения и отражения УЗ продольных и поперечных волн вдоль покрытия. В диаграмме направленности УЗ поля пъезопластины преобразователя УЗ угол расхождения  $\alpha$  зависит от длины волны  $\lambda$  и диаметра излучателя *z*:  $\alpha = 1,22\lambda/z$  [5, 7].

В работах [5 – 7] рассмотрены условия существования в покрытии и основном металле продольных и



Рис. 3. Схема прохождения УЗ лучей: *I* – образец; *2* – преобразователь-излучатель; *3* (о-о-о), *4* (---), *5* (—) – лучи, которые трансформируются при падении на поверхности образца и покрытия под первым, вторым и третьим критическими углами соответственно; *6* – покрытие; *7* – преобразователь-приемник

поперечных волн, которые в зависимости от первого, второго и третьего критических улов (см. рис. 3) [5] трансформируются и распространяются вдоль поверхности раздела образца и покрытия. Первый критический угол – наименьший угол падения продольной волны, при котором луч продольной преломленной волны совпадает с границей раздела покрытия и основного металла. Такая волна начинает скользить вдоль границы раздела и не проникает во вторую среду (покрытие), где существует только поперечная волна. Второй критический угол – наименьший угол падения продольной волны, при котором поперечная преломленная волна не проникает во вторую среду и происходит полное зеркальное отражение поперечной волны. Третий критический угол – наименьший угол падения поперечной волны, при котором продольная волна скользит по поверхности. Между первым и вторым критическими углами в покрытии существуют поперечные волны [5 – 7].

Поверхностную волну Релея возбуждают обычно с помощью продольной волны, наклонно падающей из внешней среды (призмы) на ограниченный участок поверхности твердого тела [4]. Угол падения определяют из уравнения  $\sin\beta_S = C_{l \text{ вн}}/C_S$ , где  $C_{l \text{ вн}}$  – скорость продольной волны во внешней среде (она должна быть меньше, чем C<sub>s</sub> – скорость поверхностной волны в подложке). Волна Релея является линейной комбинацией продольных и поперечных волн. Скорости распространения продольных и поперечных волн равны между собой, а волновое число  $k_s = \omega/C_s$ , где  $\omega$  – круговая частота. В результате такой комбинации получаются неоднородные волны. Известная приближенная формула для подсчета скорости поверхностной волны имеет вид  $C_{s} = 0.93 - C_{t}$ , где  $C_{t}$  – скорость поперечной волны. Затухание поверхностной волны слабое и вызвано обычным затуханием объемных волн. Проникновение волны Релея под поверхность твердого тела мало: на глубине длины волны  $\lambda_s$  интенсивность составляет около 5 % интенсивности на поверхности тела. Волна Релея локализована в слое, толщина которого  $\Delta = (1 \div 2)\lambda_s$  [6]. На спектрограму и, следовательно, на величину адгезии влияют различные факторы: трещины и сколы рабочей части преобразователя, величина зерна и пористость. При плохой адгезии существуют дефекты и не выполняется условие трансформации продольной волны, которая падает под углом больше первого критического в поверхностную волну Релея. Поверхностная волна для бракованного образца с покрытием путем трансформации продольной волны для бо неоднородные» волны [6, 7] локализованы в очень тонкой области толщиной  $\lambda/2\pi$ .

Поперечные волны, которые распространяются вдоль границы двух сред и имеют горизонтальную поляризацию, являются волнами Лява [6]. При отсутствии покрытия волна Лява превращается в плоскую горизонтально поляризованную поперечную волну [6]. Самая простая волна этой системы описывается выражением  $U_{v} = A \exp[i(k_{s}x - \omega\tau)]$  [6], где A – амплитуда волны; т – время. Они возникают, когда на поверхности твердого тела имеется покрытие из твердого материала, скорость распространения в котором меньше, чем в теле. Волна Лява находит применение для контроля качества покрытий (плакировок), наносимых на поверхность объекта контроля. Волна Лява может образовываться не только из трансформируемых волн, которые падают на покрытие из тела металла, но и в результате трансформации продольной волны, которая распространяется параллельно плоскости образца и идет вдоль образца и покрытия. Тонкий поверхностный слой может изменить фазовую скорость поверхностной волны и существенно изменить ее затухание (в сравнении с затуханием релеевской волны с образцом без покрытия) [6]. Смещение фазы волн Лява, существующее на образце с покрытием, постоянно в покрытии и постепенно уменьшается в подложке [6]. Одним из видов поверхностных волн являются «слабо неоднородные» волны, локализованные в тонкой области толщиной  $\lambda/2\pi$  [6]. Эти волны являются волнами с почти горизонтальной поляризацией. Волны Лява являются примером «слабо неоднородных» волн, в которых основное смещение параллельно границе и перпендикулярно направлению распространения волны.

При преломлении продольной волны образуется волна Релея (поперечная + продольная) в двух случаях: когда эта волна выходит и когда не выходит в покрытие. Высокочастотная составляющая продольной волны затухает в подложке возможно из-за равенства размеров зерен и включений сравнительно с длиной продольной волны. При отсутствии покрытия как продольная основная, так и продольная и поперечная трансформируемые (отраженные) волны, которые проходят вдоль тела подложки, затухают в теле подложки. В то же время высокочастотная составляющая,

которая проходит вдоль границы подложки и покрытия (поперечная волна Лява), затухает меньше. Если слой между подложкой и покрытием однороден и адгезия хорошая, то энергия волн проходит лучше. При плохой адгезии поверхностная волна проходит хуже и быстро затухает. Энергия части продольной волны, прошедшей сквозь покрытие и распространяющейся вдоль поверхности покрытия, зависит от адгезии, поскольку при плохой адгезии плотность слоя между подложкой и покрытием мала и продольная волна не проходит в покрытие. Вдоль покрытия распространяются такие типы волн: Лява и продольная и поперечная волны Релея с вертикальной поляризацией. Адгезия определяется упругими характеристиками тонкого слоя, который расположен между покрытием и металлом. В зависимости от этих характеристик (пористости, толщины) происходит затухание поверхностных волн и отражение продольных волн. На достоверность контроля, т.е. на величину площади S<sub>c</sub> под огибающей участка спектра УЗ сигналов с большими частотами влияют такие факторы: наличие или отсутствие поверхностных волн, проходящих вдоль покрытия; углы падения продольной волны, трансформирующейся в поверхностную волну; диаграмма направленности; соотношение энергий продольных и поверхностных волн, приходящих на пьезопластину преобразователя-приемника. Схема облучения УЗ и особенности распространения УЗ волн положены в основу способа контроля адгезии покрытий на металлах [8].

Практическая реализуемость предлагаемой схемы облучения УЗ, а именно появление рассмотренных выше поверхностных волн, поступающих на преобразователь-приемник при боковом облучении образца, подтверждена в эксперименте наличием полезного сигнала поверхностной волны, который напрямую связан с величиной адгезии. Измеренная величина S<sub>с</sub> для образца с плохой адгезией равна 2,6 единицам (см. рис. 2, а), с хорошей адгезией равна 7 единицам (см. рис. 2, б) и близка к нулю при отсутствии покрытия. В работе [9] проведено испытание по определению усилий отрыва покрытия от основного метала на универсальной машине для механических испытаний типа 1231-У10. Получена линейная кореляция зависимости усилия отрыва покрытия σ от величины S<sub>f</sub>. В работе [9] получена линейная зависимость  $\sigma$  от  $\vec{S_f}$ :  $\sigma = 12 + kS_f$ , где  $k = tg\alpha (\alpha - yгол между прямой ли$ нией на графике зависимости и осью *x*). Угол  $\alpha \approx 40^{\circ}$ . Следует почеркнуть, что поверхностные волны используются для контроля по той причине, что они распространяются вдоль адгезионного слоя, лежащего между образцом и покрытием, что обеспечивает максимальную область взаимодействия (максимальный измеряемый сигнал). Результаты анализа, проведеного выше, позволяют выбрать условия эксперимента, при которых существуют именно поверхностные волны. В диапазоне углов падения бокового луча преобразователя на покрытие от 50 до 90° выполняется условие для распространения тех поверхностных волн, которые и используются для контроля.

Погрешность измерений определена поэлементным методом: на основе подсчетов влияния на результат класса точности приборов, методических погрешностей и случайных погрешностей экспериментов. Погрешность определения адгезии за счет неплотного прижатия преобразователя к опытному образцу составляет 2 %. Погрешность измерений частоты на спектроанализаторе составляет 3 %. Погрешность измерений амплитуды составляет 5 %. Предельная относительная погрешность измерений адгезии составляет 7 %.

**Выводы.** Рассмотрены принципы контроля покрытия образца металла с помощью ультразвуковых поверхностных волн, энергия которых напрямую связана с качеством адгезии покрытия и по величине достаточна для обнаружения ультразвуковым преобразователем. Проанализированы особенности практических измерений, подтверждающих перспективы использования ультразвука при контроле качества адгезии.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Ракицкий А.Н., Писаренко В.А., Шевченко А.И., Зыкова Е.В. // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. 1995. № 2. С. 27 – 30.
- Шевченко А.И. // Вестник инженерной академии. 2009. № 1. С. 168 – 172.
- Шевченко А.И., Ткачук И.В., Гридасов Н.П. // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. 1996. № 2. С. 10 – 15.
- Технология тонких пленок: Справ.: Пер. с англ. / Под ред. М.И. Елинсона, Г.Г. Смолко. Т. 2. – М.: Сов. Радио, 1977. – 768 с.
- Ермолов И.Н., Алешин Н.П. Потапов А.И. Неразрушающий контроль. В 5 кн. Книга 2. Акустические методы контроля. – М.: Высшая школа, 1991. – 283 с.
- **6.** Викторов И.А. Звуковые поверхностные волны в твердых телах. М.: Наука, 1981. 287 с.
- Крауткремер Й, Крауткремер Г. Ультразвуковой контроль материалов: Справ. – М.: Металлургия, 1991. – 673 с.
- 8. Пат. и 2013 03786 Украины. Способ контроля адгезионной прочности покрытий на металлах / Шевченко А.И., Бродниковский М.П.; заявл. 27.03.2013; опубл. 25.09.2013, Бюл. № 18.
- 9. Бродниковский Н.П., Шевченко А.И., Писаренко В.А. и др. // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. 1995. № 4. С. 50 – 53.

© 2014 г. *А.И. Шевченко* Поступила 23 января 2014 г.

#### NON-DESTRUCTIVE CONTROL OF QUALITY OF ADHESION OF COVERAGE ON CAST-IRON BY SURFACE ULTRASONIC WAVES

**A.I. Shevchenko,** Cand. Eng., senior scientific researcher, leading engineer

Main astronomical observatory of National academy of sciences of Ukraine (Kiev, Ukraine)

E-MAIL: soi 51@ukr.net

Abstract. The influence of critical corners of longitudinal and transversal waves propagation on reliability of measurements in the non-destructive method of adhesion control of cast-iron coverages is described. The article considers superficial Love and Rayleigh waves that are formed during the transformation of the longitudinal wave in the sample of metal on which applied a thin solid coating. The model of distribution of surface waves is expounded for gas-thermal chromic coverage in a 0,35 - 0,55 mm thick on cast-iron. The accuracy of the above approach is confirmed by a standardized method of mechanical separation on a tensile testing machine. The errors of determination of adhesion of coverage are appraised.

Keywords: adhesion, coverage, superface ultrasonic waves, control of quality.

#### REFERENCES

1. Rakickij A.N., Pisarenko V.A., Shevchenko A.I., Zykova E.V. Tehnicheskaja diagnostika i nerazrushajushhij kontrol'. 1995. № 2. Pp. 27 - 30.

- Shevchenko A.I. Vestnik inzhenernoj akademii. 2009. № 1. Pp. 168 – 172.
- Shevchenko A.I., Tkachuk I.V., Gridasov N.P. Tehnicheskaja diagnostika i nerazrushajushhij kontrol'. 1996. № 2. Pp. 10 – 15.
- Thin film technology (handbook). Vol. 2. Majsell L., Gljeng R.Ed.. New-Jork, 1970. (Russ.ed. Tehnologija tonkih plenok (spravochnik). Elinson M.I., Smolko G.G. ed. Moscow: «Sov. Radio», 1977. 768 p.)
- Ermolov I.N., Aleshin N.P. Potapov A.I. Nerazrushajushhij kontrol' (Nondestructive inspection). Vol. 2. Moscow: Vysshaja shkola, 1991. 283 p.
- 6. Viktorov I.A. Zvukovye poverhnostnye volny v tverdyh telah (Sound surface waves in solids). Moscow: Nauka, 1981. 287 p.
- Krautkremer J, Krautkremer G. Ul'trazvukovoj kontrol' materialov: Sprav. (Ultrasonic testing of materials : Ref.). Moscow: «Metallurgija», 1991. 673 p.
- 8. Shevchenko A.I., Brodnikovskij M.P. *Sposob kontrolja adgezionnoj prochnosti pokrytij na metallah* (Method for controlling the adhesion strength of coatings on metals). Patent Ukraine № u 2013 03786, 2013.
- 9. Brodnikovskij N.P., Shevchenko A.I., Pisarenko V.A., Rakickij A.N., Gorban' V.F. Tehnicheskaja diagnostika i nerazrushajushhij kontrol'. 1995. № 4. Pp. 50 – 53. Received January 23, 2014

УДК 669.15-194:621.771-413

#### РАЗРУШЕНИЕ ТЕРМИЧЕСКИ АРМИРОВАННОЙ СТАЛИ

#### **А.Б.** Максимов, к.т.н., доцент

#### Государственный морской технологический университет (Керчь, Россия)

Аннотация. Рассмотрено разрушение термически армированной стали СтЗсп при одноосном растяжении. Исследовано влияние угла встречи трещины с границей раздела областей в металле с различной микроструктурой. Показано, что при движении трещины из структуры менее прочной в более прочную при углах встречи от 0 до 45° трещина изменяет свое направление и распространяется по границе раздела. При дальнейшем увеличении угла встречи трещина пересекает границу и распространяется практически по прежней траектории. Максимальное отклонение трещины на границе раздела двух структур достигается при угле 45°.

*Ключевые слова*: термическое армирование стали, избирательное охлаждение, разрушение, напряженное состояние, граница раздела структур, угол встречи.

*E-MAIL*: aleksandrmks@yandex.ru

Управление процессом разрушения металла позволяет минимизировать негативные последствия. Ранее было показано, что если на пути трещины встречается упрочненная макроскопическая область, то происходит отклонение трецины от первоначального направления [1]. В экспериментах на моделях из неоднородного материала установлено, что наклонные границы раздела структурных неоднородностей изменяют траекторию движения трещины [2].

Наличие макроскопических областей с различной микроструктурой реализовано в термически армированном листе из углеродистых и низколегированных сталей [3]. Области с различной микроструктурой получают путем избирательного ускоренного охлаждения нагретого листа до температуры 900 – 950 °C (после горячей прокатки или отдельного нагрева). Возможен также избирательный нагрев областей листа до температуры 900 – 950 °C с последующим ускоренным охлаждением.

Целью настоящей работы было определение оптимального угла наклона границы раздела двух различных микроструктур в стали, при котором обеспечивается наибольшее отклонение трещины от своего первоначального направления.

В качестве материала исследования использовали листовой прокат толщиной 2 мм из стали СтЗсп. Форма



Рис. 1. Образец для внецентренного растяжения

и размер исследуемых образцов представлены на рис. 1. Образцы нагревали до температуры 880 – 900 °С, затем охлаждали путем частичного погружения в 7 %-ный водный раствор поваренной соли (линия погружения *I* на образце показана пунктиром на рис. 1). Линия погружения в водный раствор составляла с вертикальной осью образца *II* угол α, который принимал значения 20, 30, 45, 60 и 90°.

В результате термической обработки ускоренно охлажденная область образца имеет мелкозернистую феррито-перлитную структуру, нормализованная часть образца – менее дисперсную феррито-перлитную структуру.

Линия *I*, разделяющая две области металла с разными микроструктурами, называется границей раздела структур.

Термообработанные образцы испытывали на растяжение на испытательной машине ГМС-20. На рис. 1 показано направление приложения растягивающей нагрузки.

При такой схеме нагружения трещина должна распространяться от надреза вдоль линии *II*. Острый угол α, образованный первичным направлением траектории движения трещины и границей раздела структур, называется углом встречи.

Распределение твердости вдоль вертикальной осевой линии образца показано на рис. 2. На границе раз-



Рис. 2. Распределение твердости стали Ст3сп в зависимости от расстояния до границы раздела структур



Рис. 3. Разрушенные образцы после испытания:  $a - \alpha = 90^{\circ}$ ;  $6 - \alpha = 20^{\circ}$ ;  $e - \alpha = 30^{\circ}$ ;  $e - \alpha = 45^{\circ}$ 

дела областей с различной микроструктурой происходит резкое повышение твердости (порядка 80 HV).

При испытании образцов с однородной структурой (после нормализации или ускоренного охлаждения) трещина при разрушении распространяется вдоль осевой линии *II* (см. рис. 2), т.е. перпендикулярно приложенной внешней нагрузки *P*.

Фотографии разрушенных образцов с неоднородной структурой при испытании на растяжение представлены на рис. 3. Граница раздела структур на образцах выглядит светлой линией (на образце она отмечалась мелом). Без отклонения трещина распространяется, если подходит к границе раздела структур нормально (угол  $\alpha = 90^{\circ}$ ) или когда распространяется вдоль (угол  $\alpha = 0^{\circ}$ ). С увеличением угла  $\alpha$  до 45° трещина распространяется по границе раздела структур, вследствие этого происходит отклонение траектории движения трещины от своего первоначального направления.

Характеристикой интенсивности отклонения трещины от своего первоначального направления принят коэффициент *K*, который определяется по формуле

$$K = a/b, \tag{1}$$

где *а* – соответствующее отклонение от базы; *b* – перемещение трещины вдоль осевой линии *II* (базы) (рис. 4).

Изменение коэффициента K в зависимости от угла наклона границы раздела двух структур при базе b = 30 мм показано ниже:

α, °	0	20	30	45	60	90
Κ	0	0,37	0,70	1,00	0,10	0

Анализ полученных данных показывает, что при углах встречи распространяющейся трещины с границей раздела структур от 0 до 45° трещина изменяет траекторию своего движения и распространяется вдоль границы раздела. Максимальное отклонение трещины от своего первоначального направления достигается при угле встречи  $\alpha = 45^{\circ}$  и составляет K = 1. При дальнейшем увеличении угла встречи (до 90°) трещина пересекает границу раздела. Величина отклонения трещины уменьшается и не превышает значения K = 0,1. В угловом выражении это составляет порядка 10°, что согласуется с экспериментами на моделях [2].

Таким образом результаты, полученные на бумажных моделях, полностью согласуются с результатами испытания на стальных образцах. Это свидетельствует о правомочности моделирования распространения трещины на бумажных моделях.

Из литературных данных известно [4], что повышение дисперсности феррито-перлитной структуры приводит к повышению ударной вязкости стали. Работа зарождения трещины определяется исходным состоянием стали и мало зависит от термической обработки. Работа распространения трещины существенно зависит от термической обработки и увеличение дисперсности микроструктуры приводит к ее возрастанию.



Рис. 4. К определению коэффициента интенсивности отклонения трещины

В рассмотренном эксперименте трещина зарождается и начинает распространяться в структуре с меньшей работой распространения и подходит к структуре с большей работой распространения. Из энергетических условий следует, что трещина должна распространяться по границе раздела структур. Это действительно наблюдается до наклона границы структур (угла встречи) 45° к первоначальному распространению трещины. При дальнейшем увеличении угла встречи трещина пересекает границу раздела структур и распространяется в структуре с большей работой распространения.

При одноосном растяжении наибольшие касательные напряжения действуют в площадках, расположенных под углом 45° к оси растяжения [5].

Поэтому, если наклонная граница двух структур находится под углом 45° к направлению действия растягивающих усилий, то в плоскости границы раздела действуют наибольшие касательные напряжения. Действие касательных напряжений приводит к вязкому разрушению (срезом). Для образца с однородной структурой разрушение происходит перпендикулярно растягивающим усилиям (отрывом), т.е. от нормальных напряжений и поэтому имеет хрупкий характер.

Вследствие этого, увеличение угла наклона границы раздела структур до 45° приводит к возрастанию касательных и уменьшению нормальных напряжений. При этом характер разрушения переходит от хрупкого к вязкому. Максимальный эффект наблюдается при угле наклона границы раздела, равному 45°. Дальнейшее его увеличение приводит к возрастанию нормальных напряжений и уменьшению касательных напряжений, т.е. разрушение становится опять хрупким. Хрупкое разрушение связано с меньшей работой распространения трещины. **Выводы.** Представленные экспериментальные данные свидетельствуют, что граница раздела двух микроструктур в стали может изменить направление движения трещины. При углах наклона границы раздела к направлению распространения трещины от 0 до  $45^{\circ}$ она меняет свое направление и распространяется по границе. Наиболее эффективное отклонение трещины от своего первоначального направления наблюдается при наклоне границы раздела структур порядка  $45^{\circ}$ . При дальнейшем увеличении угла встречи трещина пересекает границу раздела и ее отклонение значительно уменьшается (не более  $10^{\circ}$ ).

На основании полученных результатов разработан способ упрочнения листового проката [6].

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Максимов А.Б. // Вопросы материаловедения. 2010. № 3. С. 40 – 44.
- Максимов А.Б. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 7. С. 53 – 56.
- А.с. 1452846 СССР. Способ упрочнения листового проката / Ф.Е. Долженков, В.П. Следнев, М.С. Подгайский и др. Бюл. № 3. 1989.
- 4. Подгайский М.С., Максимов А.Б. Влияние циклической деформации знакопеременным изгибом на механические свойства низколегированных сталей в зависимости от исходного структурного состояния // Термическая и термомеханическая обработка проката. – М.: Металлургия, 1981. С. 25 – 27.
- 5. Дарков А.В., Шпиро Г.С. Сопротивление материалов. – М.: Высшая школа, 1989. – 654 с.
- Пат. 63929 Украины. Способ упрочнения листового проката / Максимов А.Б. Опубл. 25.10.2011. Бюл. № 20.

© 2014 г. *А. Б. Максимов* Поступила 11 марта 2014 г.

#### DESTRUCTION OF THE THERMALLY REINFORCED STEEL

A.B. Maximov, Cand. Eng., Assist. professor

#### State Marine University of Technology (Kerch, Crimea, Russia)

#### *E-MAIL*: aleksandrmks@yandex.ru

- *Abstract*. Destruction of the thermally reinforced steel St3sp is considered at monaxonic tension. Influence of corner of meeting of crack is investigational with the border of division of areas in a metal with a different microstructure. It is shown that at crack movement from structure of less strong in stronger at meeting corners from 0 to the 45°th crack changes the direction and extends on limit of the section. At the further increase of corner of meeting a crack crosses a border and spreads practically on a former trajectory. The maximal rejection of crack on the border of division of two structures is arrived at coal 45°.
- *Keywords*: thermal steel reinforcement, electoral cooling, destruction, tense state, border of division of structures, corner of meeting.

#### REFERENCES

- Maksimov A.B. Voprosy materialovedenija. 2010. № 3(63) P. 40 – 44.
- Maksimov A.B. Izvestija VUZov. Chernaja metallurgija. 2013. № 7. Pp. 53 – 56.
- 3. Dolzhenkov F.E., Slednev V.P., Podgajskij M.S. etc. Sposob uprochnenija listovogo prokata (Method of reinforcing of steel rolled products). Certificate of authorship USSR № 1452846, MKI3 kl. S21D1/02. № 4149310.
- Podgajskij M.S., Maksimov A.B. *Termicheskaja i termomehanicheskaja obrabotka prokata* (Thermal and thermomechanical processing of rolled products). Moscow: Metallurgija. 1981. Pp. 25 27.
- 5. Darkov A.V., Shpiro G.S. *Soprotivlenie materialov* (Strength of materials). Moscow: Vysshaja shkola, 1989. 654 p.
- Maksimov A.B. Sposob uprochnenija listovogo prokata (Method of reinforcing of steel rolled products). Patent of Ukraine № 63929.2011

Received March 11, 2014

УДК 621.774.2

#### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ МЕТОДОМ ФОТОГРАММЕТРИИ НА УЧАСТКЕ КРОМКОГИБОЧНОГО ПРЕССА ЛИНИИ ТЭСА 1420

**С.В. Самусев<sup>1</sup>,** д.т.н, профессор кафедры ТОТП

**М.А. Товмасян<sup>1, 2</sup>,** аспирант МИСиС, специалист отдела по мат. моделированию ЦИЛ ИТЦ **О.С. Хлыбов<sup>2</sup>,** к.т.н., начальник отдела по мат. моделированию ЦИЛ ИТЦ **Л.В. Дроздов<sup>2</sup>,** старший калибровщик дивизиона труб большого диаметра

Д.Е. Керенцев<sup>2</sup>, главный специалист отдела по мат. моделированию ЦИЛ ИТЦ

#### <sup>1</sup> Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия) <sup>2</sup> ОАО «Выксунский металлургический завод» (Выкса, Россия)

- Аннотация. Представлены результаты экспериментальных исследований при использовании новых методов измерений для проведения неконтактных геометрических измерений трубной заготовки на участке подгибки кромок линии 1420. Представлена оценка влияния геометрии кромки трубной заготовки на форму прикромочной зоны после последующих процессов. Перечислены этапы проведения экспериментального исследования. Получены экспериментальные данные в виде координаты точек. Проведен сравнительный анализ результатов измерений геометрии кромки различными методами. Показаны преимущества и перспективы использования метода фотограмметрии при производстве труб большого диаметра.
- *Ключевые слова*: электросварные трубы большого диаметра, деформирующие процессы, подгибка кромок, трубная заготовка, метод фотограмметрии.

#### E-MAIL: i-margarit@yandex.ru

На ОАО «Выксунский металлургический завод» (ВМЗ) производятся электросварные трубы большого диаметра по UOE и JCOE схемам формовки на линиях 1020 и 1420. В линии 1420 основными деформационными процессами являются: пошаговая подгибка кромок по всей длине на прессе подгибки кромок, пошаговая формовка по ширине на прессе пошаговой формовки, сборка и сварка на сборочно-сварочном стане, пошаговое экспандирование по всей длине на гидромеханическом экспандере и гидроиспытание на гидропрессе (рис. 1).

В процессе формоизменения исходной трубной заготовки участок кромки меняет кривизну при подгибке кромок, при пошаговой формовке (в зависимости от типоразмера трубы), сборке и экпандировании. Отклонение по геометрии кромки трубной заготовки, после первого деформационного процесса, заметно сказывается на геометрии прикромочной зоны после последующих процессов. Отклонения по геометрии кромки влияют на качество сварного соединения и геометрию прикромочной зоны после сборки и сварки. Данные отклонения в дальнейшем приводят к таким дефектам в прикромочной зоне, как смешение продольных кромок, отклонение от теоретической окружности и т.п.

Поскольку деформирующий инструмент имеет кривую, которая позволяет получить трубные заготовки нескольких сортаментов, то можно сделать вывод о том, что кромки трубной заготовки при нагрузке имеют профиль контактных и неконтактных участков, следовательно характер распределения кривизны кромки трубной заготовки и профиля пуансона могут отличаться.

Контроль геометрии кромки производят с помощью шаблона и линейки. Из-за сложного профиля верхнего инструмента кромкогибочного пресса геометрия кромок после разгрузки имеет форму, которую трудно зафиксировать шаблоном. По данным измерениям сложно сделать вывод о наличии отклонений по геометрии и о допустимости данных отклонений.

Отклонения по геометрии кромки трубной заготовки после процесса подгибки кромок возникают по следующим причинам:

- неверные настройки инструмента;

- отклонение по геометрии исходной заготовки;

 неравномерность механических свойств исходной заготовки;

 отклонение по геометрии деформирующего инструмента.

Анализируя раннее сказанное, можно сделать вывод о том, что необходимо проведение исследований по выявлению характера распределения кривизны трубной заготовки.

Проведен ряд аналитических и экспериментальных исследований по установлению геометрических параметров трубной заготовки после подгибки кромок. Деформирующий инструмент пресса подгибки кромок имеет эвольвентый профиль и трубная заготовка при нагрузке облегает верхний инструмент, т.е. подогнутая часть кромки в момент нагрузки в области контак-



Рис. 1. Основные деформационные процессы в линии ТЭСА 1420 ОАО «ВМЗ»

та имеет профиль эвольвенты. Конечным результатом расчета являлись координаты точек подогнутой кромки после разгрузки [1, 2].

Далее были проведены сравнительные анализы экспериментальных и расчетных данных. Экспериментальные исследования заключались в следующем: фотографирование профиля кромок после снятия нагрузки и обработка фотографии в САД-системе, определение радиуса прикормочной зоны с помощью специального шаблона и высоты с помощью линейки [3].

В условиях цеха сложно получить точные замеры геометрических параметров как ручным способом, так и способом фотографирования. При измерении высоты подгибки вручную погрешность может достигать 10 %, так как после подгибки трубная заготовка находится на последовательно расположенных друг за другом рольгангах, что усложняет процесс измерения вследствие невозможности определения нулевой точки (0; 0). Для того, что бы зафиксировать геометрию кромки на фотоаппарат, необходимо установить штатив параллельно торцу трубной заготовки напротив подогнутой кромки, так как доступ к трубной заготовке ограничен на участке подгибки кромок. Однако не всегда удается правильно расположить штатив, соответственно и фотоаппарат, в результате усложняется процесс обработки фотографии и возрастает погрешность полученных данных после обработки [4, 5].

На ОАО «ВМЗ» были проведены экспериментальные исследования процессов формоизменения кромки для трубы 813×39 мм на участке кромкогибочного пресса, используя в качестве измерительного оборудования систему фотограмметрии AICON DPA фирмы AICON DPA GmbH. Система фотограмметрии – это портативная координатно-измерительная «машина», которая использует ручную фотокамеру для сбора данных. Система применима как для 2D/3D-контроля компонентов, так и для проведения анализов процессов в 2D/3D.

Одной из проблем при трехмерном сканировании больших объектов является глобальная точность измерения. Потеря точности связана в основном с необходимостью приведения отдельных сканов в единую систему координат (так называемая склейка сканов) [6].

Система фотограмметрии универсальна в отношении размеров объектов и места проведения и покрывает широкий спектр применений. Она может измерять объекты от нескольких миллиметров до множества метров.

Эксперимент проводили на двух заготовках трубы 813×39 мм. Измерение первого листа выполняли для отработки технологии измерения геометрии заготовки в условиях ТЭСЦ-4 ОАО «ВМЗ». Для получения более точных данных о геометрии прикормочной зоны, приварку технологических планок не проводили.

Экспериментальное исследование производили по следующим этапам:

• Нанесение меток и адаптеров на элементы изделия, которые требуются проконтролировать. Количество меток и их расположение относительно друг друга определяли в зависимости от режимов формоизменения. Расстояние межу метками в прикромочной зоне в несколько раз меньше, чем в остальной области заготовки.

• Фотографирование объекта. Целевой объект фотографируется с помощью цифровой камеры с матрицей высокого разрешения с разных сторон. Для определения перемещений фотографирование осуществляли до и после деформации.

• Обработка полученных фотографий либо сразу в процессе их получения (онлайн обработка), либо после (офлайн обработка) с помощью программы Rapidform. Эта программа, работающая на обычном ноутбуке, рассчитывает пространственные координаты всех указанных точек (меток).

Расчет основан на принципе пространственной триангуляции (фотограмметрия) и производится полностью автоматически. Предварительная калибровка системы не требуется, так как программа использует интегрированную процедуру одновременно с замером калибровки.

Результатом измерений методом фотограмметрии являются координаты 23 точек. Координата каждой точки соответствует координате центра каждой метки, нанесенной на заготовке. При обработке данных с помощью программного обеспечения выдаются координаты точек в трех направлениях (X; Y; Z), расположенных относительно центра реверсивного креста, т.е. центр креста является началом координат (0; 0; 0).

Для дальнейшего анализа результатов эксперимента перевели систему координат относительно трубной заготовки, где началом координат является середина заготовки. На рис. 2 представлен график распределения координат точек исходного листа и трубной заготовки после подгибки кромок.

На рис. 2 видно, что трубная заготовка после подгибки кромок выпуклая посередине, т.е. координата точки 12 по оси У находится выше координат точек 5 и 19. Данный факт следует учесть при сравнительном анализе результатов экспериментов.

В табл. 1 сведены данные по результатам экспериментально-аналитических исследований в прикромочной зоне методом фотограмметрии.

Высота подгибки составила 74,06 мм с левой стороны и 74,88 мм с правой стороны (рис. 3). После подгибки кромок вручную замерили высоту подгибки кромки с правой стороны и зафиксировали на фотоаппарат, результаты измерений представлены в табл. 2.

На рис. 4 представлен профиль кромки трубной заготовки, построенный по координатам точек, полученных экспериментальным и аналитическим методами.

**Выводы.** Проведены исследования формоизменения трубной заготовки в прикромочной зоне методом фото-грамметрии.

Представленный метод измерения позволяет определить координаты контура заготовки на всех этапах формоизменения, что необходимо при анализе деформаций и перемещений заготовки при различных деформационных процессах, при верификации методик



Рис. 2. Распределение координат точек, полученных методом фотограмметрии: *l* – исходная заготовка; *2* – трубная заготовка

Таблица 1

#### Результаты экспериментально-аналитических исследований в прикромочной зоне методом фотограмметрии

	Координаты точек заготовки в прикромочной зоне с левой стороны					Координаты точек заготовки в прикромочной зоне с правой стороны					
Точка	до под	гибки	после подгибки		до подгибки		по	после подгибки		Точка	
	X	Y	X	Y	R	X	Y	X	Y	R	
5	999,45	-8,32	999,36	-9,32		-1000,43	-7,30	-1000,29	-8,43		19
4	1048,86	-8,60	1048,29	-9,19	430	-1050,26	-8,20	-1049,48	-8,76	401	20
3	1099,45	-8,66	1097,11	-3,47	409,3	-1100,35	-8,96	-1097,69	-3,18	408,2	21
2	1149,91	-9,41	1144,89	8,07	409,1	-1150,28	-10,36	-1145,04	8,11	290	22
1	1187,50	-9,57	1179,92	20,56		-1183,81	-9,57	-1175,96	20,3		23



Рис. 3. Геометрия кромки трубной заготовки с правой стороны после разгрузки

Таблица 2

M	Высота,	Погрешность		
метод измерения	MM	ММ	%	
Фотограмметрический	74,88	0	0	
Ручной	80	5,12	6,8	
Фотографирование и обработка САD	73,5	1,38	1,7	
Аналитический расчет	76,7	1,82	2,4	

Высота подгибки кромок

расчета формоизменения трубной заготовки, при разработке режимов формоизменения трубной заготовки, при разработке и проектировании сменного формующего инструмента, пуансонов, матриц, байков и др.

Проведены измерения координат, точек по всей ширине исходной и трубной заготовки после подгибки кромок. Результаты экспериментального исследования



Рис. 4. Профиль кромки трубной заготовки после подгибки кромок: *1* – аналитический расчет; *2* – метод фотограмметрии

показывают возможность применения данного метода для оценки влияния отклонения по геометрии исходной заготовки на геометрию трубной заготовки после подгибки кромок, что в дальнейшем позволит ужесточить требования к исходной заготовке, внести корректировки по режимам формоизменения и пересмотреть методы оценки точности по геометрии после формовки.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Самусев С.В., Романцов А.И., Жигунов К.Л. идр. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 1. С. 26 – 29.
- Jai Dev Chandel, Nand Lal Singh // Engineering (India). 2011. No. 3. C. 400 – 410.
- Самусев С.В., Романцов А.И., Жигунов К.Л. и др. // Производство проката. 2011. № 10. С. 20 – 28.
- 4. FAN Lifing, GAO Ying, LI Qiang. // Chiness journal of mechanical engineering. 2012. No. 4. C. 256 265.
- Самусев С.В., Люскин А.В., Романцев А.И. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 3. С. 20 – 22.
- Самусев С.В., Товмасян М.А., Хлыбов О.С. и др. // Производство проката. 2014. № 2. С. 40 – 42.

© 2014 г. С.В. Самусев, М.А. Товмасян, О.С. Хлыбов, Л.В. Дроздов, Д.Е. Керенцев Поступила 1 октября 2013 г.

## EXPERIMENTAL RESEARCH PHOTOGRAMMETRY METHOD FOR THE FORMING OF PIPE BILLET ON THE EDGE-BENDING PRESS SECTOR OF THE LINE TESA 1420

#### S.V. Samusev<sup>1</sup>, Dr. Eng., Professor

**M.A. Tovmasyan**<sup>1,2</sup>, Postgraduate, Specialist of the Department of mathematical modeling

**O.S. Hlybov<sup>2</sup>**, Cand. Eng., Head of the Department of mathematical modeling

*L.V. Drozdov*<sup>2</sup>, Senior Division calibrator of pipes with large diameter

**D.E. Kerentsev<sup>2</sup>**, Chief Specialist of the Department of mathematical modeling

<sup>1</sup>National University of Science and Technology "MISIS" (MISIS) (Moscow, Russia)

<sup>2</sup> OJSC "Vyksa metallurgical plant" (Vyksa, Nignij Novgorod region, Russia)

*E-MAIL*: i-margarit@yandex.ru

Abstract. The results of experimental studies are shown using new measurement techniques for non-contact measurements of geometric billets on edge-bending press sector of the line 1420. The estimation of the influence of geometry on the edge of the pipe blank form to the marginal zone after subsequent processes is described. The article lists the steps of the pilot study. The experimental data is shown as coordinate points. A comparative analysis of the results of measurements of edges geometry was made in various ways. The advantages and a perspective of photogrammetry are described for the production of large diameter pipes.

*Keywords*: electric-welded pipes of large diameter, deforming processes, crimping forming, pipe billet, method of photogrammetry.

#### REFERENCES

- Samusev S.V., Romancov A.I., Zhigunov K.L. etc. Izv. VUZov. Chernaja metallurgija. 2012. № 1. Pp. 26 – 29.
- 2. Jai Dev Chandel, Nand Lal Singh. Engineering (India). 2011. № 3. Pp. 400-410.
- 3. Samusev S.V., Romancov A.I., Zhigunov K.L. etc. *Proizvodstvo prokata*. 2011. № 10. Pp. 20 – 28.
- 4. FAN Lifeng, GAO Ying, LI Qiang. Chinese journal of mechanical engineering. 2012. № 4. Pp. 256-265.
- 5. Samusev S.V., Ljuskin A.V., Romancov A.I. etc. *Izv. VUZov. Chernaja metallurgija.* 2013. № 3. Pp. 20 22.
- 6. Samusev S.V., Tovmasjan M.A., Hlybov O.S., Drozdov L.V. *Proizvodstvo prokata*. 2014. № 2. Pp. 40-42.

Received October 1, 2013

УДК 669.184.002.5(043.3)

#### ОСОБЕННОСТИ РАЗВИТИЯ БИЕНИЙ В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОМ ПРИВОДЕ С ЗАЗОРОМ В УПРУГОЙ СВЯЗИ

**В.И.Большаков<sup>1</sup>**, академик НАН Украины, д.т.н., профессор **В.В. Бушукин<sup>2</sup>.** к.т.н., доиент

#### <sup>1</sup>Институт черной металлургии НАН Украины (Днепропетровск, Украина) <sup>2</sup> Приазовский государственный технический университет (Мариуполь, Украина)

Аннотация. Рассмотрены особенности возникновения биений в силовых цепях и электромеханических системах приводов машин. Изучено влияние на динамику переходных процессов зазора в упругой связи и рассеяния энергии колебаний электроприводом при уменьшении активного сопротивления в электродвигателе.

Ключевые слова: электромеханический привод машин, биения колебаний, динамические нагрузки, уменьшение омического сопротивления в цепи электропривода.

E-MAIL: butsukin@mail.ru

Колебательный процесс в виде биений силовых и кинематических параметров в электромеханических приводах машин горно-металлургической промышленности – явление достаточно широко распространенное и, в тоже время, недостаточно полно изученное в современном машиноведении [1, 2]. В рамках исследования этого явления выполнена оценка возможности развития биений за счет обмена энергией между электрической и механической системами привода при использовании двигателя постоянного тока с независимым возбуждением [3]. Исследование выполнялось путем математического моделирования поведения системы (рис. 1), упруго-массовые и электрические параметры которой соответствовали выявленному ранее опасному, с точки зрения возможности развития биений, диапазону значений относительной разности собственных круговых



Рис. 1. Двухмассовая электромеханическая приведенная расчетная схема привода:

U- напряжение источника питания; L, R - индуктивность и активное сопротивление эквивалентной якорной цепи; *J* – ток в цепи якоря эквивалентного ЭД;  $\boldsymbol{\Theta}_1, \boldsymbol{\Theta}_2$  – моменты инерции ротора ЭД и рабочего органа машины;  $C_{12}$  – крутильная жесткость упругой связи;  $M_{_{\rm дB}}$  – момент, развиваемый ЭД;  $\omega$  – угловая скорость якоря ЭД;

 $M_2$  – момент от внешней нагрузки;  $\Delta$  – зазор в упругой связи

частот системы  $\epsilon_{\Delta\beta} < 0,33$ . Здесь под относительной разностью частот  $\epsilon_{\Delta\beta}$  понимается отношение разности второй β, и первой β, круговой частот колебаний беззазорной ( $\Delta = 0$ ) электромеханической системы к меньшей ее частоте  $\beta_1$ . Результаты получены для системы, в упругой связи которой отсутствовала нелинейность в виде зазора ( $\Delta = 0$ , см. рис. 1) [3]. В связи с проводимыми исследованиями по уменьшению активного сопротивления *R* цепей электродвигателей (ЭД) в указанной работе изучалось влияние возможного уменьшения этого параметра на возникновение и развитие в системе биений за счет обмена энергией между ее электрической и механической подсистемами.

В исследовании [3] установлено, что при существенном, по сравнению с современными электродвигателями, уменьшении активного сопротивления цепи двигателя в электромеханических системах, склонных к развитию биений за счет обмена энергией между механической и электрической системами, можно ожидать активного проявления этого вредного, с точки зрения увеличения динамических нагрузок и износа элементов системы явления. Для рассмотренной в работе системы признаки биений появлялись при двукратном уменьшении сопротивления цепи якоря ЭД по сравнению с существующим, а при десятикратном уменьшении сопротивления колебания всех параметров системы становятся практически незатухающими. Наиболее чувствительными к уменьшению активного сопротивления цепи якоря двигателя оказались сила тока и скорость приводного органа машины. В рассмотренном случае их наибольшие значения увеличивались приблизительно на 40 % по сравнению со случаем привода с номинальными параметрами электрической системы. В выводах работы [3] отмечалось, что одним из направлений

последующего исследования возможности развития биений в подобных системах должно быть изучение влияния нелинейности в ее электрической и механической системах на развитие переходных процессов. Следует подчеркнуть, что величина активного омического сопротивления в цепи якоря электродвигателя существенно влияет на рассеяние энергии колебаний. Задачей настоящей работы является изучение влияния нелинейности в виде зазора  $\Delta$  в упругой связи  $C_{12}$  системы по рис. 1 и возникающих в этом случае биений на характер протекания в ней переходных процессов.

При исследовании использована двухмассовая электромеханическая система (см. рис. 1), которая состоит из механической системы (МС) и электрической системы ЭД. Базовые значения параметров системы, приведенные к валу ЭД, приняты по аналогии с [3]: момент инерции ротора ЭД  $\Theta_1 = 175,9 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$ ; момент инерции рабочего органа машины  $\Theta_2 = 48,1 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$ ; крутильная жесткость упругой связи  $C_{12} = 15\,300 \text{ H} \cdot \text{м}/\text{рад}$ ; номинальная угловая скорость ротора ЭД  $\Theta_{\text{ном}} = 49,19 \text{ рад}^{-1}$ ; собственная частота двухмассовой МС  $\beta_{\text{м1}} = 20,1 \text{ c}^{-1}$ .

Номинальный момент эквивалентного ЭД М<sub>ном</sub> = = 10 570,5 H·м, номинальная сила тока  $I_{\text{ном}} = 1300$  A, номинальные индуктивность и активное сопротивление эквивалентной якорной цепи  $L_{HOM} = 0,664 \text{ мГн}$  и  $R_{\rm HOM} = 0,0084$  Ом соответственно. Постоянные и частота эквивалентного ЭД: Ce = 8,71 В·с<sup>-1</sup>; Cm = 8,12 Н·м/А;  $\beta_{3\pi} = 24,6 \text{ c}^{-1}$ . Наибольшее расчетное значение зазора в упругой связи, приведенное к валу ЭД: ∆ = 0,67 рад. Момент внешней нагрузки постоянный (25 % М<sub>иом</sub>), направлен противоположно направлению движения якоря двигателя, моменты трения на массах с моментами инерции  $\Theta_1$  и  $\Theta_2$  равны нулю. В базовой системе, полученной на основе упрощения расчетной схемы привода наклона конвертера вместимостью 160 т, склонность к развитию биений за счет обмена энергией между ее электрической и механической системами отсутствует [3]. В связи с этим исследование выполнено с использованием видоизмененной системы, склонной к развитию биений. При неизменных, по сравнению с базовой системой электрических параметрах и  $\Theta_1 = 175,9 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$  в видоизмененной системе  $\Theta_2 = 7,0$  кг·м<sup>2</sup>,  $C_{12} = 4260,6$  Н·м/рад, собственные круговые частоты  $\beta_1 = 22,28 \text{ c}^{-1}, \beta_2 = 27,21 \text{ c}^{-1},$  $\varepsilon_{\Delta\beta} = 0,22$ . В системе возможно развитие биений с периодом  $T_6 = 1,28$  с.

Моделировалось поведение системы при пуске из неподвижного состояния с незакрученной упругой связью (момент сил упругости в связи  $M_{12}$  в начальный момент времени равняется нулю) при номинальной величине активного сопротивления R = 0,0084 Ом, который существует в реальном поводе. Время пуска привода – 1,5 с (как и в принятом за базу поводе наклона конвертера). В отличие от исследованной ранее [3] системы в упругой связи имеется зазор  $\Delta = 0,67$  рад, полностью открытый перед пуском повода. Реакция системы исследовалась с помощью известной систе-

мы дифференциальных уравнений [4], которые описывают ее поведение. Решение уравнений осуществлялось методом Рунге–Кутта. Для удобства сравнения поведения различных вариантов системы численные результаты расчета и графики изменения параметров системы выводились на экран компьютера в относительных единицах:

$$i = \frac{I}{I_{\text{HOM}}}, \ m = \frac{M_{12}}{M_{\text{HOM}}}, \ w_1 = \frac{\omega_1}{\omega_{\text{HOM}}}, \ w_2 = \frac{\omega_2}{\omega_{\text{HOM}}},$$
 (1)

где *I*,  $M_{12}$ ,  $\omega_1$  и  $\omega_2$  соответственно – абсолютные значения силы тока в цепи эквивалентного ЭД (А), момента сил упругости в связи  $C_{12}$  (Н·м), угловой скорости масс с моментами инерции  $\Theta_1$  (в дальнейшем – масса 1) и  $\Theta_2$  (далее – масса 2) по рис. 1 (рад<sup>-1</sup>); *i*, *m*,  $w_1$  и  $w_2$  соответственно – относительные величины вышеуказанных параметров, определенные в долях от их номинальных значений.

В данном случае величины *i*, *m*, *w*<sub>1</sub> и *w*<sub>2</sub> являются, фактически, коэффициентами динамичности *K*<sub>д</sub>, вычисленными относительно номинальных значений соответствующих параметров.

Для удобства сопоставления поведения беззазорной системы и системы с зазором в таблице приведены полученные ранее параметры [3], характеризующие поведение беззазорной системы (в строках с  $\Delta = 0$ ). В таблице указаны круговая частота В, с которой колеблется соответствующий параметр, и наибольшее значение его коэффициента динамичности Кд<sub>тах</sub>. На основе графиков дается характеристика колебательного процесса. Если в механической системе при выборе зазора возникают удары, то в таблице указывается их количество и промежуток времени, за который удары прекращаются. Результаты, полученные при моделировании поведения системы с зазором, приведены в таблице в строках, соответствующих  $\Delta = 0,67$  рад. Как и в работе [3], на первом этапе исследования моделировалось поведение склонной к развитию биений системы при базовых параметрах ее электрической системы (строка в таблице, соответствующая случаю активного сопротивления R<sub>ном</sub>). Анализ графиков изменения кинематических и силовых параметров системы и данных таблицы свидетельствует, что пуск системы, потенциально склонной к развитию биений за счет обмена энергией между электрической и механической системами, при номинальных параметрах ЭД как в случае  $\Delta = 0$ , так и в случае зазора в упругой связи ( $\Delta = 0.67$  рад) протекает достаточно плавно, колебания происходят на первой частоте ЭМС  $\beta_1$ . Размах колебаний незначителен, затухание у всех параметров (кроме силы тока в якорной цепи) происходит, фактически, за время пуска системы (1,5 с, т.е. в течение 5 – 6 циклов колебаний). Таким образом, в исследованной системе при обычных значениях активного сопротивления биения не развиваются, что хорошо соотносится с известным фактом [5] благоприятного, с

Активное сопротивление цепи эквивалентного ЭД	Зазор в связи С <sub>12</sub> , рад	Сила тока в цепи эквивалентного ЭД	Момент сил упругости в связи C <sub>12</sub>
D	$\Delta = 0$	β <sub>1</sub> , <i>K</i> д <sub>max</sub> = 1,34 Биения отсутствуют, колебания затухающие	β <sub>1</sub> , <i>К</i> д <sub>max</sub> = 0,53 Биения отсутствуют, колебания затухающие
К <sub>ном</sub>	$\Delta = 0,67$	β <sub>1</sub> , <i>K</i> д <sub>max</sub> = 1,53 Биения отсутствуют, колебания затухающие	3 удара, прекращаются через 1с, Кд <sub>max</sub> = 0,73, затем затухающие колебания β <sub>1</sub>
0,50R <sub>100</sub>	$\Delta = 0$	$\beta_1, K_{\text{M}_{\text{max}}} = 1,49$ Просматривается один период биений с $T_6 \approx 1,28$ с, колебания затухают на 7-ой секунде	$\beta_1, K_{\text{max}} = 0,53$ Признаки проявления одного периода биений с $T_6 \approx 1,28$ с, колебания затухают после 5-ой секунды
ноя	$\Delta = 0,67$	β <sub>1</sub> , <i>K</i> д <sub>max</sub> = 1,76 Биения отсутствуют, колебания затухают на 7-ой секунде	3 удара, прекращаются через 1 с, <i>К</i> д <sub>max</sub> = 0,74, затем затухающие колебания β <sub>1</sub>
0.102	$\Delta = 0$	$\beta_1, K_{A_{max}} = 1,76$ Биения, $T_6 \approx 1,28$ с, колебания слабозатухающие	$\beta_1, K_{\rm M_{max}} = 0,54$ Биения слабовыраженные, $T_{\rm g} \approx 1,28$ с, колебания слабозатухающие
0,10A <sub>HOM</sub>	$\Delta = 0,67$	$\beta_1, K_{A_{max}} = 1,90$ Биения, $T_6 \approx 1,28$ с, колебания слабозатухающие	15 ударов, прекращаются через ~4,2 с, $K_{\text{Д}_{\text{max}}} = 0,74$ , затем слабозатухающие колебания $\beta_1$
0.057	$\Delta = 0$	$\beta_1, K_{A_{max}} = 1,82$ Биения, $T_6 \approx 1,28$ с, колебания слабозатухающие	$\beta_1, K_{\rm M_{max}} = 0,55$ Биения слабовыраженные, $T_{\rm g} \approx 1,28$ с, колебания слабозатухающие
0,03A <sub>HOM</sub>	$\Delta = 0,67$	$\beta_1, K_{A_{max}} = 1,93$ Биения, $T_6 \approx 1,28$ с, колебания слабозатухающие	25 ударов, прекращаются через ~7,0 с, Кд <sub>max</sub> = 0,75, затем слабозатухающие колебания β <sub>1</sub>
0.018	$\Delta = 0$	$\beta_1, K_{\text{Д}_{\text{max}}} = 1,87$ Незатухающие биения, $T_6 \approx 1,28$ с	$\beta_1, K \pi_{max} = 0,60$ Незатухающие биения, $T_6 \approx 1,28$ с
0,01 <i>R</i> <sub>ном</sub>	$\Delta = 0,67$	$eta_1, K_{A_{\max}} = 1,94$ Незатухающие биения, $T_6 \approx 1,28 \ { m c}$	Непрерывные удары 3 – 4 в секунду с Кд <sub>тах</sub> до 0,75

#### Параметры системы по рис. 1 при пуске из неподвижного положения

точки зрения успокоения колебаний, воздействия рассеяния энергии в активном сопротивлении якорной цепи на работу электромеханических приводов.

Для оценки влияния возможного, в перспективе, уменьшения активного сопротивления на динамические свойства привода, авторы приняли решение продолжить аналитическое исследование поведения системы при уменьшенных значениях активного сопротивления цепи якоря ЭД. Полагая все прочие параметры системы, склонной к развитию биений за счет обмена энергией между ее механической и электрической частями неизменными, моделировали поведение системы при уменьшенных значениях активного сопротивления -0.5R, 0.1R, 0.05R и 0.01R. Результаты расчетов приведены в таблице. На рис. 2 в качестве примера приведены графики для случая привода с уменьшенным в 100 раз активным сопротивлением якоря (0,01 R<sub>ном</sub>) и зазором в связи  $C_{12}$   $\Delta = 0,67$  рад, полностью открытым перед пуском.

Из данных таблицы видно, что для исследованного привода поведение беззазорной системы и системы с зазором с точки зрения наибольших нагрузок отличаются не радикально – увеличение максимальных значений в системе с зазором, по сравнению с беззазорной системой составляет для силы тока от 14-18 % для случаев с активным сопротивлением  $R_{\text{ном}}$  (Kд<sub>тах</sub> возрастает на 14 % с 1,34 до 1,53) и 0,5 $R_{\rm HOM}$  (Кд<sub>тах</sub> возрастает на 18 % с 1,49 до 1,76) до 4 – 6 % при малых значениях активного сопротивления цепи якоря (случаи с  $0,\!10R_{_{\rm HOM}},\;0,\!05R_{_{\rm HOM}}$ и $0,\!01R_{_{\rm HOM}}$ по таблице, при которых в системе без зазора  $K_{\text{д}_{\text{max}}} = 1,76 - 1,87$ , а в системе с зазором  $K_{\text{д}_{\text{max}}} = 1,90 - 1,94$ ). Для момента сил упругости в связи – от 38 – 40 % при  $R_{\text{ном}}$  ( $K_{\text{д}_{\text{max}}}$  возрастает на 38 % с 0,53 до 0,73) и 0,5 $R_{\rm HOM}$  ( $K\overline{A}_{\rm max}$  возрастает на 40 % с 0,53 до 0,74) до 25 % при 0,01R<sub>ном</sub> (Кд<sub>тах</sub> возрастает на 25 % с 0,60 до 0,75). По мере уменьшения активного сопротивления наблюдается сближение показателей наибольших значений силовых факторов (Кд<sub>тах</sub>), ха-



Рис. 2. Изменение относительных величин силы тока *i* эквивалентного ЭД (*a*) и момента сил упругости в связи  $C_{12} m$  ( $\delta$ ) в случае уменьшенного в 100 раз активного сопротивления якорной цепи и открытом начальном зазоре в упругой связи ( $\Delta = 0,67$  рад)

рактеризующих колебательные процессы в беззазорной системе и системе с зазором. Влияние возможного уменьшения активного сопротивления цепи якоря на характер протекания колебательных процессов в приводе более существенно - по мере уменьшения активного сопротивления увеличивается число ударов в упругой связи, обусловленных замыканием зазора при пуске – от 3 ударов при  $R_{\text{ном}}$  и  $0,5R_{\text{ном}}$  до непрерывного ударного процесса раскрытия и закрытия зазора в связи при 0,01*R*<sub>ном</sub>. Уменьшение *R* создает, из-за уменьшения рассеяния энергии, благоприятные условия для развития биений в ЭМС. Признаки биений появляются в беззазорной системе при уменьшении сопротивления до  $0,5R_{HOM}$ , а в системе с зазором при  $0,1R_{HOM}$  (см. таблицу) возникают незатухающие биения. По мере уменьшения *R* биения становятся более выраженными, особенно в электрической части системы. Так, после окончания разгона привода, отношение максимума в первом периоде биений величины силы тока I к соответствующему параметру второго цикла в системе с зазором возрастает – от 0,91 при 0,1*R*<sub>ном</sub> до 0,94 при 0,05*R*<sub>ном</sub> и до 1,00 при 0,01*R*<sub>ном</sub>. В последнем случае биения становятся незатухающими (см. рис. 2).

На характер движения и наибольшие отклонения от среднего значения скорости массы ротора ЭД 1 наличие зазора оказывает влияние незначительное – во всем диапазоне изменения активного сопротивления характер колебания массы 1 остается неизменным, а наибольшие значения скорости отличаются не более, чем на 1 - 2 %.

Как и для массы 1, наличие зазора не оказывает существенного воздействия на характер движения массы 2 – при одинаковых значениях активного сопротивления колебания массы 2 качественно идентичны в беззазорной системе и системе с зазором (см. таблицу). Наибольшие отклонения от среднего значения скорости для массы 2 составляют в системе с зазором примерно +11 % по сравнению с беззазорной системой (см. таблицу) при  $R_{\text{ном}}$  и 0,5 $R_{\text{ном}}$ . По мере уменьшения активно-

го сопротивления наибольшие отклонения от среднего значения скорости массы 2 у беззазорной системы и системы с зазором сближаются и при 0,01 $R_{\rm HOM}$  составляют около 4 %.

Поскольку уменьшение активного (омического) сопротивления цепи якоря электродвигателя позволяет ощутимо сократить расход электроэнергии и одновременно уменьшает затухание динамических процессов, то, по мнению авторов, для ограничения динамических нагрузок и увеличения рассеяния энергии колебаний следует применять дополнительные средства. Одним из таких средств является применение в приводах машин резино-металлических соединений, которые могут применяться в виде муфт, соединяющих привод и машину. Практика применения резино-металлических муфт показала, что наряду с уменьшением величин зазоров в приводе эти муфты обеспечивают увеличение рассеяния энергии колебаний. В связи с этим следует провести дополнительные исследования возможности применения резино-металлических муфт в сочетании с электродвигателями, у которых уменьшено сопротивление якорной цепи, для оценки суммарных показателей рассеяния энергии и предотвращения биений в колебательных процессах.

**Выводы.** Исследование ранее изученной [3] беззазорной электромеханической системы и такой же системы с зазором в упругой связи (см. рис. 1) показало, что при существенном, по сравнению с современными электродвигателями, уменьшении активного сопротивления цепи двигателя в электромеханических системах, склонных к развитию биений за счет обмена энергией между механической и электрической системами, возможно активное проявление этого опасного, с точки зрения стабильности работы, динамических нагрузок и износа элементов системы явления.

Для беззазорной системы и системы с зазором признаки биений появляются при двукратном уменьшении сопротивления цепи якоря двигателя, а при десятикратном уменьшении сопротивления колебания всех параметров беззазорной системы становятся незатухающими. В системе с зазором это явление имеет место при двадцатикратном уменьшении активного сопротивления по сравнению с существующим приводом.

Возникновение практически незатухающих колебаний вследствие уменьшения рассеяния их энергии неизбежно приведет к ускоренному усталостному разрушению деталей привода.

Качественное и количественное отличие колебательных процессов в беззазорной и зазорной системах нивелируются по мере уменьшения активного сопротивления цепи якоря двигателя. Так, различие наибольших значений силы тока уменьшается с 14 – 18 % при  $R = (1,00 - 0,50)R_{HOM}$  до 6 % при  $R = 0,01R_{HOM}$ . Для момента сил упругости в связи - от 38-40 % при  $R = (1,00 - 0,50)R_{HOM}$  до 25 % при  $R = 0,01R_{HOM}$ . Скорость якоря ЭД в системе с зазором отличается не более, чем на 1 – 2 % от скорости в беззазорной системе. Для скорости рабочего органа (масса 2 с моментом инерции  $\Theta_{2}$ по рис. 1) это отличие более существенно - от 11 % при  $R_{\rm HOM}$  и 0,5 $R_{\rm HOM}$  до 4 % при 0,01 $R_{\rm HOM}$ . По мере уменьшения активного сопротивления наибольшие отклонения от среднего значения скорости массы 2 у беззазорной системы и системы с зазором сближаются аналогично силе тока и моменту упругости в связи.

Указанные особенности электромеханической системы привода применительно к системам с уменьшенным активным сопротивлением цепи якоря должны быть учтены при их проектировании и настройке. Следует также выполнить оценку эффективности применения резино-металлических муфт совместно с электродвигателями такого типа.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Кожевников С.Н. Динамика нестационарных процессов в машинах. Киев: Наукова думка, 1986.
- Веренев В.В., Большаков В.И., Путноки А.Ю. и др. Динамические процессы в клетях широкополосного стана 1680.
   – Днепропетровск: ИМА-Пресс, 2011.
- Большаков В.И., Буцукин В.В. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. научных трудов ИЧМ. – Киев: Наукова думка. Вып. 20. С. 291 – 300.
- Большаков В.И. Динамика электромеханических систем с зазорами / Динамика крупных машин. – М.: Машиностроение, 1969. С. 124 – 131.
- Большаков В.И. Рассеяние энергии свободных колебаний электромеханической системы электродвигателей / Рассеяние энергии при колебаниях упругих систем. – Киев: Наукова думка, 1968. С. 448 – 454.

© 2014 г. В.И. Большаков, В.В. Буцукин Поступила 18 сентября 2013 г.

#### FEATURES OF BEATS IN ELECTROMECHANICAL DRIVE WITH CLEARANCES IN ELASTIC COUPLING

V.I. Bol'shakov<sup>1</sup>, Academician of the NAS of Ukraine, Dr. Eng., Professor

V.V. Bucukin<sup>2</sup>, Cand. Eng., Assist. Professor

<sup>1</sup> Institute of ferrous metallurgy named after Z.I. Nekrasova NAS (Dnepropetrovsk, Ukraine)

<sup>2</sup> Azov State Technical University (Mariupol', Ukraine)

E-MAIL: butsukin@mail.ru

- *Abstract.* The features of appearance of beats in power chains of beatsmachine in electromechanical systems of traction mechanisms are considered. The authors studied the influence on the dynamics of gap transients in elastic connection and scattering of energy oscillation by electric drive, with a decrease of active resistance in the electric motor.
- *Keywords*: electromechanical traction mechanism of machine, beating of oscillation, dynamic load, decrease of ohmic resistance in an electric drive chain.

#### REFERENCES

 Kozhevnikov S.N. Dinamika nestacionarnyh processov v mashinah (Dynamics of non-stationary processes in machines). Kiev: Naukova dumka. 1986.

- Verenev V.V., Bol'shakov V.I., Putnoki A.Ju. etc. Dinamicheskie processy v kletjah shirokopolosnogo stana 1680 (Dynamic processes in stands of hot-strip mill 1680). Dnepropetrovsk: IMA-Press. 2011.
- 3. Bol'shakov V.I., Bucukin V.V. Ocenka vozmozhnosti razvitija bienij v krutil'noj sisteme jelektromehanicheskogo privoda, Fundamental'nye i prikladnye problemy chernoj metallurgii. Sb. nauchnyh trudov IChM (Assessing the possibility of development of beats in torsional electromechanical drive system, in Fundamental and applied problems of the steel industry: Proceedings of Institute of Ferrous Metallurgy). Kiev. Naukova dumka. 2009. Issue 20. Pp. 291 300.
- 4. Bol'shakov V.I. *Dinamika krupnyh mashin* (Dynamics of large machines). Moscow: Mashinostroenie. 1969. Pp. 124 131.
- Bol'shakov V.I. Rassejanie jenergii svobodnyh kolebanij jelektromehanicheskoj sistemy jelektrodvigatelej, V sb. «Rassejanie jenergii pri kolebanijah uprugih sistem» (Energy dissipation of free oscillations of the electromechanical motor system, in Dissipation of energy in the vibrations of elastic systems). Kiev: Naukova dumka. 1968. Pp. 448 – 454.

Received September 18, 2013

УДК 621.771: 669.018.25

#### УСЛОВИЯ ЭКСПЛУАТАЦИИ И ИЗНОС ВАЛКОВ ПРОКАТНОГО СТАНА ГОРЯЧЕГО МЕТАЛЛА

В.А. Быстров, д.т.н., профессор П.К. Дьяков, аспирант А.Г. Уманец, аспирант

Сибирский государственный индустриальный университет (Новокузнецк, Россия)

Аннотация. Рассмотрены условия эксплуатации и абразивного износа валков прокатного стана. Установлено, что основными причинами износа прокатных валков являются тепловой, окислительный, фрикционный и абразивный, а также разгарные трещины, образующиеся на поверхности валка в результате циклического нагрева и охлаждения в процессе эксплуатации. Указаны мероприятия повышения срока службы валков прокатного стана.

Ключевые слова: валок прокатного стана, высокотемпературный абразивный износ, биметаллические валки, электрошлаковая наплавка.

E-MAIL: bistrov39@yandex.ru

Одной из важнейших мер, способствующих увеличению выпуска проката, улучшению качества металлопродукции и снижению расходов по переделу, является повышение стойкости прокатных валков – основного рабочего инструмента прокатных станов горячего металла. Статистические данные, полученные как в нашей стране, так и за рубежом, достаточно красноречивы: 6 - 8 % всей стоимости прокатного стана составляет стоимость валков; 20 - 25 % (иногда до 75 %) времени работы стана уходит на их перевалки; в общих расходах по переделу затраты на валки по стану горячей прокатки составляют примерно 15 - 17 % [1 - 8]. Тема исследования и разработки высокопроизводительных процессов наплавки валков горячей прокатки перспективная и представляет интерес.

Валки работают в тяжелых условиях знакопеременных нагрузок, высоких контактных напряжений и высокотемпературного износа в результате трения, возникающего при прокатке. Основная причина преждевременного выхода валков из строя - контактно-усталостные разрушения рабочего слоя бочки. В процессе работы валки подвержены со стороны прокатываемого металла и стана разнообразным по характеру и величине воздействиям, вызывающим износ и сложные механические напряжения. На стойкость валков наиболее значительное влияние оказывают такие факторы, как соответствие износостойкости и прочности валка профилю проката и типу стана, температура прокатываемого металла и самих валков, эффективность и равномерность их охлаждения, плавность захвата металла валками и исключение пробуксовки. Во время прокатки на элементы валка действуют различные системы сил:

треф валка испытывает напряжения кручения, шейка – кручения и изгиба, бочка – напряжения изгиба и кручения от действия вертикального давления металла на валки и напряжения изгиба от действия боковых давлений. Кроме того, рабочая часть валка, соприкасающаяся с раскаленным металлом в очаге деформации, испытывает напряжения сжатия и высокотемпературного абразивного износа. Вследствие высокого давления раскаленного металла на валки в зоне контакта происходят тепловой износ, обуславливающий сваривание трущихся поверхностей в микрообъемах, с последующим отрывом частичек поверхности бочки валка; растрескивание поверхности, ухудшающее отвод тепла от точек контакта, что еще больше увеличивает тепловой износ. Величина последнего зависит от степени уменьшения физико-механических свойств материала при повышенных температурах: чем меньше снижаются механические свойства при нагреве, тем лучше материал бочки сопротивляется тепловому износу. Таким образом, основными разновидностями износа валков горячей прокатки являются тепловой, окислительный, фрикционный и абразивный, а также разгарные трещины, образующиеся на поверхности валка в результате циклического нагрева и охлаждения в процессе эксплуатации [1 - 8,см. также работу В.А. Быстрова<sup>1</sup>].

В настоящее время 2/3 всего парка прокатных валков составляют чугунные. Недостатком литых чугунных валков является малая конструкционная прочность, не позволяющая применять их в черновых клетях станов с большой степенью обжатия. Свойства материалов валков приведены в табл. 1.

Наиболее эффективным является применение бандажированных валков даже при однократном использовании оси, так как стойкость материала бандажа в 3 – 4 раза выше цельнокованых или литых, а применение твердых сплавов повышает износостойкость валков в

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Б ы с т р о в В.А. Основы электрошлаковых технологий упрочнения композиционными сплавами деталей, работающих при высокотемпературном износе. Автореф. диссерт. д-ра техн. наук. Барнаул, 2003. 34 с.

Таблица 1

N		Физически	Механические свойства			
материал	μ	<i>а</i> , Вт/(м·К)	Е, МПа	α, 10-6/Κ	$\sigma_{_{\rm B}}, M \Pi a$	λ/ε
Отбеленный чугун	0,32	27,0	19 000	12,0	450	3623/1,0
Высокохромистый чугун	0,30	20,0	20 000	13,5	620	3913/1,7
Высокохромистая сталь	0,28	26,8	20 000	13,8	720	5033/1 ÷ 2
Быстрорежущая сталь	0,27	25,5	23 500	14,0	960	5567/3 ÷ 7
Композиционный материал на основе ТН 20 ЭШН	0,23	28,6	25 000	12,4	850	6038/4 ÷ 8

Физико-механические свойства материала валков [1 – 5, 7, 8 и сноска 1]

П р и м е ч а н и е.  $\mu$  – коэффициент Пуассона; *a* – коэффициент теплопроводности; *E* – модуль упругости;  $\alpha$  – коэффициент линейного расширения;  $\sigma_{a}$  – предел прочности;  $\lambda/\epsilon$  – фактор качества/износостойкость.

8 – 10 раз, особенно валков прокатных станов горячего металла. Профиль износа валков показан на рис. 1.

Твердосплавные бандажи напрессовывают на оси валков или заливают жидкий металл в осевое пространство валка. Однако нарушение сопряжения бандажа и оси валка сдерживает применение этих способов. Получение бандажированного валка, состоящего из высокохромистого износостойкого чугунного бандажа и высокопрочной, пластичной стальной сердцевины (оси) валка, устраняет указанные недостатки (рис. 1) [1 - 8].

При эксплуатации бандажированных валков на контактной поверхности сопряжения ось – бандаж возникают различные усилия. Давление на контактной поверхности, необходимое для передачи момента прокатки с оси на бандаж, вызывает напряжение  $P_{\rm k}$ , которое зависит от момента прокатки  $M_{\rm np}$ , внутреннего диаметра бандажа, длины контакта (длины бочки бандажа), коэффициента трения или силы межатомной связи поверхности раздела ось – бандаж.

На контактной поверхности ось-бандаж при перепаде температур возникают радиальные термические



Рис. 1. Профиль износа рабочей поверхности бочки валка прокатного стана:

1 – валки из чугуна с отбеленным слоем, изготовленные по традиционной технологии; 2 и 3 – валки с рабочим слоем из быстрорежущей стали после прокатки 7200 и 5500 т; 4 – бандажированные валки, полученные методом электрошлаковых технологий с использованием композиционных материалов на основе спеченных карбидов титана типа TH 20 напряжения  $P_{\rm BH}$ , если материал бандажа значительно отличается от материала внутренней оси валка по теплофизическим свойствам. Эти напряжения в первом приближении можно рассчитать по формуле [8]

$$P_{\rm BH} = \frac{\left(\alpha_{\rm o} - \alpha_{\rm f}\right)\Delta TE_{\rm o}}{\left(1 + \mu_{\rm o}\right) + \left(1 + \mu_{\rm f}\right)\left(E_{\rm o}/E_{\rm f}\right)},\tag{1}$$

где  $\alpha_0$  и  $\alpha_5$  – средние коэффициенты линейного расширения материала оси (индекс «о») и бандажа (индекс «б»);  $\mu_0$  и  $\mu_5$  – коэффициенты Пуассона;  $\Delta T$  – перепад температур на поверхности раздела ось – бандаж;  $E_0$  и  $E_5$  – средние модули упругости.

Сложение двух составляющих – давления на контактной поверхности  $P_{\rm k}$  с радиальными термическими напряжениями  $P_{\rm BH}$  может создавать значительные напряжения, превышающие предел прочности материала на поверхности раздела и, следовательно, может привести к образованию трещин с последующим расслоением контактной поверхности ось – бандаж.

Анализ работ [1 - 5] показал, что для наплавленного опорного валка, работающего при нагрузках  $q_x = 10$  кН/мм, максимальные касательные напряжения не превосходят пределов текучести и выносливости исследуемых сплавов. При  $q_x = 18$  кН/мм наибольшие касательные напряжения будут превосходить пределы прочности и выносливости сталей 30ХГСА и 25Х5МФС на глубине до 8 мм. Результаты исследований и опыт эксплуатации наплавленных валков привели к следующим выводам [4, 5, 7 – 9].

1. Работоспособность материала в условиях больших контактных нагрузок зависит от его энергоемкости: чем она больше, тем выше приспосабливаемость материала к внешним воздействиям при условии, что максимальные касательные напряжения (скалывание) не превосходят пределов текучести и выносливости исследуемого материала.

2. Микродефекты, возникающие в наплавленном металле при эксплуатации валков, могут быть «залечены» в процессе отпуска после определенного цикла на-

работки, благодаря чему срок службы прокатного валка возрастает в 3 – 5 раз.

Однако до настоящего времени не создано скольконибудь строгой теории, позволяющей на основе данных о параметрах прокатки определить необходимые свойства материала валка. Все большее признание находит тот факт, что свойства валка и свойства материала, из которого он изготовлен, суть разные категории [1-5]. Даже такое фундаментальное свойство, как твердость, однозначно не определяет работоспособность валка. Твердость поверхности бочки валков, изготовленных из разных по классу материалов, может быть одинаковой, а долговечность этих валков в идентичных условиях эксплуатации будет существенно различаться. То же самое можно отметить и в отношении других свойств, обычно принимаемых во внимание при выборе материала для прокатных валков. Например, данные об усталостной прочности материала, полученные при испытании стандартных небольших образцов, зачастую оказываются совершенно бесполезными для практики, поскольку не учитывают влияния ни размеров валков, ни концентраторов напряжений, ни окружающей среды, ни объемного напряженного состояния и еще множества других факторов, воздействующих на валок при прокатке. Поэтому изготовители и прокатчики при выборе материала для валков пользуются в основном статистическими данными, накопленными в процессе эксплуатации валков в конкретных условиях [1-6].

Проблемами упрочнения валков прокатных станов горячего металла занимались многие специалисты: Б.Е. Патон, Б.И. Медовар, Л.Б. Медовар, Ф.Д. Кащенко, Л.К. Лещинский, С.В. Гулаков и др. Особенности износа и упрочнения валков прокатных станов горячего металла, совершенствование наплавочных материалов и технологии наплавки валков различного профиля рассмотрены в работах [1 – 8].

Для повышения срока службы прокатных валков применяют новые наплавочные материалы на основе сложнолегированных сталей и чугунов. Эффективность применения наплавки валков, в первую очередь, определяется выбором состава наплавленного металла, обеспечивающего необходимые свойства рабочей поверхности: склонность к образованию трещин; износостойкость в диапазоне рабочих температур 400 – 800 °C; стойкость против контактной усталости; стойкость против высокотемпературного абразивного износа. Балльная оценка производства валков различными способами приведена в табл. 2. Оценка производится по показателям (баллам): 1 - наилучший в сравнении с другими процессами; 2 – хороший, показывающий устойчивую технологию и эксплуатацию; 3 - средний, обеспечивающий удовлетворительную технологию; 4 – низкий; 5 – наихудший.

Накопленный к этому времени опыт позволил сформулировать требования к механическим свойствам наплавленного металла для восстановления и упрочнения прокатных валков горячего металла, которые должны обеспечить наработку, близкую к новым кованым валкам:

- предел прочности 1100 1200 MПа;
- ударная вязкость более 40 Дж/см<sup>2</sup>;
- твердость 42 HRC и высокую трещиностойкость.

В работе [4] рассмотрены характер и механизм износа наиболее нагруженных валков заготовочных станов с ромбическими и квадратными калибрами. Профиль калибра проверяли до установки в клеть и после демонтажа. Отмечено, что в местах максимального износа литых валков на наплавленной поверхности имеется зона износа в виде насечки. На валках стана 630, наплавленных сталью 3X2B8, такая зона образуется на 4-е сутки работы стана после прокатки 45 000 т металла. Это приводит к преждевременной замене вал-

Таблица 2

Помологии	Оценка, балл, различных технологий						
Показатель	ЦБЛ	CPC	Spray	ГИП	ЭШН1	ЭШН <sup>2</sup>	
Качество валков	5	3-4	2	1	3	1 – 2	
Распространение технологии	1	2	3 - 5	3-5	3-4	3-4	
Распространение валков	1	2	3-4	3-4	3-4	3-4	
Сложность и стоимость оборудования	2-3	2-3	4	5	2-3	1-2	
Сложность и себестоимость технологии	2	3	4-5	4-5	2-3	2-3	
Возможность реставрации изношенных валков	нет	1 – 2	2-3	3-4	1-2	2-3	
Перспектива на ближайшие 5 – 10 лет	3	1-2	5	4	1-2	1-2	

#### Балльная оценка производства валков различными способами

П р и м е ч а н и е. ЦБЛ – центробежное литье; *СРС* – японский метод наплавки жидким металлом; Spray – англоамериканская технология набрызгивания жидкого металла на разогретую ось; ГИП – горячее изостатическое прессование порошков на кованую ось; ЭШН<sup>1</sup> – (ЭШН ЖМ) электрошлаковая наплавка жидким металлом [6]; ЭШН<sup>2</sup> – (ЭШН ЖМ КМ) электрошлаковая наплавка жидким металлом электродом-соленоидом с присадкой твердых частиц для получения композиционных сплавов на основе карбидов титана типа TH 20 [7, 8 и сноска 1]. ков при удовлетворительном состоянии других участков калибра. Металлографический анализ показал, что микроструктура выступов и впадин сечений, перпендикулярных направлению насечки, идентична и состоит из троостомартенсита и некоторого количества остаточного аустенита. У самой поверхности наблюдается область пластически деформированного металла толщиной 0,1 мм. С помощью микроанализатора «Камека» провели микроскопический анализ химической неоднородности в наплавленном металле до и после эксплуатации. Главными составляющими структуры являются игольчатый троостит, остаточный аустенит и карбиды хрома, вольфрама, ванадия. Легирующие элементы распределены неравномерно, находятся преимущественно в карбидной фазе.

Таким образом, установлено, что в результате многократного нагрева и импульсной пластической деформации поверхностного слоя валка при горячей прокатке происходит перераспределение легирующих элементов между структурными составляющими, что значительно уменьшает химическую неоднородность наплавленного металла. Определить конечную концентрацию *С* элемента в любой точке образца можно по выражению [4]

$$C - C_0 \approx \exp(-t/\tau), \tag{2}$$

где  $\tau = l^2/(\pi^2 D)$  – константа, называемая временем релаксации.

Эта константа имеет размерность времени и если известны параметры l и t, то можно вычислить коэффициент диффузии. Например, если t = 2,2 ч, T = 500 °C, то из выражения  $D = D_0 e^{-Q/(RT)}$  можно рассчитать коэффициенты диффузии хрома и вольфрама в феррите при 500 °C, которые составили  $D_{\rm Cr} = 1,96 \cdot 10^{-19}$ и  $D_{\rm W} = 6,12 \cdot 10^{-18} \,{\rm сm}^2/{\rm c}$ . В случае, если время контактирования точки валка с металлом проката возрастает до  $t = 3\tau$ , то коэффициенты диффузии составят  $D_{\rm W} = 1,7 \cdot 10^{-10}$  и  $D_{\rm Cr} = 9,5 \cdot 10^{-11}$  см<sup>2</sup>/с. Впервые установлено, по мнению автора работы [3], что пластическая деформация и импульсный нагрев поверхности металла валка приводят к резкому увеличению скорости диффузии и, как следствие, к гомогенизации поверхностного слоя. Карбиды вольфрама и хрома переходят в твердый раствор, а гомогенизированный металл в значительной степени теряет свою износостойкость.

Проведенными Ф.Д. Кащенко исследованиями установлено, что зона насечки на рабочей поверхности валка образуется в сочетании двух видов износа – теплового и абразивного [4]. Вследствие большого удельного давления и высоких температур в зоне контакта разрушаются пленки оксидов и происходит пластическая деформация поверхности валка, приводящая к схватыванию ювенильных поверхностей чистого металла, причем адгезия происходит не по всей поверхности калибра, а на участках валка, где скорость скольжения, изменяясь по дуге захвата, проходит через нуль, и следовательно, не исключено прилипание. При этом сила схватывания металла настолько велика, что при взаимном скольжении в зоне опережения происходит разрыв внутри одного из тел. При последующих оборотах валка в процессе прокатки участки теплового износа накладываются друг на друга и превращаются в зону, имеющую вид насечки, которая пересекается полосами абразивного износа, вызванного окалиной.

Изучение предложенных и апробированных технологий С.В. Гулаковым и Л.К. Лещинским [5] показывает, что наиболее эффективный способ устранения неравномерного износа – наплавка слоя изменяющейся износостойкости. Для его осуществления необходимо знать характер распределения нагрузок на валок, профиль износа его рабочей поверхности, а также служебные характеристики наплавляемых материалов. Указанным требованиям отвечает конструкция прокатного валка, рабочий слой которого состоит из чередующихся в шахматном порядке участков материалов с различным уровнем твердости, прочности, пластичности, износостойкости.

Существует несколько способов изготовления бандажированных валков: механическая посадка бандажа на ось валка с натягом; заливка жидкого металла оси в форму с установленным бандажом; ЭШЛ (электрошлаковое литье) выплавки металла оси валка с установленным бандажом (рис. 2). Недостатками приведенных технологий являются: нарушение сплошности сопряженной поверхности ось-бандаж; провертывание бандажа вокруг оси и осевое смещение; чрезмерное проплавление внутренней стенки бандажа при электрошлаковом процессе (ЭШЛ) заполнения осевого пространства.

В отличие от центробежной отливки с сердцевиной из высокопрочного чугуна разработанные в последние годы способы производства композитных валков предусматривают, как правило, использование в качестве стержня стальной поковки, на которую посредством наплавки, напыления или горячего изостатического прессования наносят поверхностный слой. Наибольшее распространение при производстве валков с поверхностным слоем из быстрорежущей стали получила наплавка жидким присадочным металлом с использованием индукционного нагрева – *СРС* (Continuous pouring cladding). Все большее применение находит также электрошлаковая наплавка с использованием жидкого (рис. 2, a) и кускового присадочного металла [6].

Применение дорогого процесса *СРС* связано исключительно с наплавкой быстрорежущей стали, тогда как ЭШЛ может быть экономически целесообразным и при использовании более дешевых наплавочных материалов. Популярность ЭШЛ связана с получением гораздо более мелкодисперсной структуры матрицы и карбидной фазы, чем при центробежном литье. Высокие скорости кристаллизации металла и возможность залив-



Рис. 2. Электрошлаковое литье (ЭШЛ ЖМ) при наплавке прокатных валков (*a*), выплавке полых слитков (б), получения слитков сплошного сечения (*в*):

I – устройство для заливки жидкого присадочного металла; 2 – металлическая ванна; 3 – наплавленный слой; 4 – прокатный валок;
 5 – шлаковая ванна; 6 – токоподводящий водоохлаждаемый кристаллизатор; 7 – дорн для формирования внутренней полости слитка;
 8 – полый слиток; 9 – слиток сплошного сечения

ки присадочного металла при температуре, близкой к ликвидусу, обеспечивают благоприятную морфологию высоколегированных карбидов и их равномерное распределение в матрице. В свою очередь, такая структура металла обеспечивает сверхвысокие эксплуатационные свойства прокатных валков, с лихвой оправдывающие затраты на их производство.

Критерием эффективности упрочнения и восстановления прокатных валков методами наплавки высоколегированных материалов и последующих переточек, механической и термической обработок служит уравнение

$$C_{\text{п.и}} < N_{\text{н.в}} \left( \frac{h}{n_{\text{ц.б.н}}} - \frac{1}{n_{\text{ц.н}}} \right) - (N_{\text{o}} - hN_{\text{пр}}),$$
 (3)

где  $C_{\text{п.н}}$  – предельные издержки на наплавку и обработку валка;  $N_{\text{н.в}}$  – стоимость наплавленного валка с вычетом стоимости металлолома; h – относительная продолжительность эксплуатации валка;  $n_{\text{ц.б.н}}$  – число циклов эксплуатации и переточки валка без наплавки;  $n_{\text{ц.н}}$  – число циклов эксплуатации и восстановления валка с наплавкой;  $N_{\text{o}}$  – затраты на обработку валка с учетом потерь на простои стана;  $N_{\text{пр}}$  – потери прибыли, вызванные простоем стана (недопроизводство).

Особо показательным критерием эффективности следует считать расходы по упрочнению и восстановлению на 1 т прокатанного металла. Показано, что наплавка неэффективна, если она повышает износостойкость всего лишь не более 2-х раз вследствие увеличения затрат на дорогостоящие легирующие наплавочные материалы, особенно такими элементами, как W, Mo, V, Nb, которые рекомендуют в качестве легирующих практически все разработчики наплавочных материалов.

Действующие мировые мощности по производству всех типов валков можно оценить от 800 тыс. до 1 млн. т валков в год. При этом только в России (Магнитогорск, Новолипецк, Череповец, металлургические комбинаты Урала, Новокузнецка и пр.) эти мощности составляют 120 – 180 тыс. т в год, на Украине – до 140 – 150 тыс. т в год (Лутугино, Краматорск, Днепропетровск). Средняя мощность производства валковой фирмы на Западе – примерно 20 – 30 тыс. т валков в год. Существуют и гиганты вроде межнациональной фирмы AKERS (Швеция, Бельгия Франция, США, Германия), имеющей суммарные мощности более 100 тыс. т валков всех типов [6].

Основная тенденция на мировом рынке валков – сокращение числа фирм, производящих валки, из-за повышения качества валков и укрупнения фирм по образцу AKERS или WHEMCO (США). Имеется достаточно много специальной литературы по современному производству прокатных валков. Из последних публикаций наибольшей полнотой отличаются сборники трудов конференций под названиями «Валки 2000» и «Валки 2000+», проведенных в 1996 – 2000 г. в Англии, США и Канаде [6]. К сожалению, современной обобщающей литературы по этой проблеме нет. И надо думать, что в силу некоторых обстоятельств (коммерческие тайны) не следует ожидать появления такой книги, как «Литые прокатные валки» [3], по которой практически можно воспроизвести технологию.

**Выводы.** Применение новых способов ЭШЛ получения сверхизносостойких безвольфрамовых композиционных материалов на основе спеченных твердых сплавов типа TH 20, содержащих 70 % карбидов титана, для армирования бандажированных валков прокатных станов горячего металла [9] приводит к экономии легирующих элементов, особенно дефицитного и дорогостоящего карбида вольфрама. Кроме того, применение ЭШЛ, сочетающего электрошлаковый процесс с заливкой жидкого металла, приводит к экономии электроэнергии примерно в 14 раз. Повышение износостойкости валков приведет к увеличению производительности прокатного стана на 1,5 – 2,5 % за счет роста межремонтного периода и сокращения времени простоя стана. Снижение себестоимости проката образуется за счет экономии условно-постоянной части затрат расходов по переделу в результате роста производительности и увеличения выхода годного.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Скороходов В.Н., Чернов П.П. // Сталь. 2001. № 8. С. 8-13.
- 2. Синнаве М., Гостев К.И. // Сталь. 2001. № 8. С. 2 8.
- Будагъянц Н.А., Карсский В.Е. Литые прокатные валки. – М.: Металлургия, 1983. – 540 с.

- 4. Кащенко Ф.Д., Фрумин И.И. В кн.: Современные способы наплавки. – Киев: ИЭС им. Е.О. Патона, 1982. С. 24 – 29.
- Лещинский Л.К., Гулаков С.В. и др. В кн.: Наплавка. Опыт и эффективность применения. – Киев: ИЭС им. Е.О. Патона, 1985. С. 17 – 20.
- Медовар Л.Б., Цыкуленко А.К., Шевченко В.Е. // Проблемы СЭМ. 2001. № 1. С. 38 – 48.
- 7. Быстров В.А., Верёвкин В.И., Селянин И.Ф. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2001. № 8. С. 64 – 66.
- Быстров В.А., Верёвкин В.И., Селянин И.Ф. // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии. 2005. Вып. 14. С. 129 140.
- **9.** Быстров В.А., Верёвкин В.И. Вкн.: Сб. научн. трудов КемГУ. Вып. 5. Кемерово: изд. КемГУ, 2010. С. 343 348.

© 2014 г. В.А. Быстров, П.К. Дъяков, А.Г. Уманец Поступила 7 июня 2013 г.

#### **OPERATING CONDITIONS AND WEAR OF HOT METAL MILL ROLLS**

V.A. Bystrov, Dr. Eng., Professor P.K. Dyakov, Postgraduate A.G. Umanets, Postgraduate

Siberian State Industrial University (Novokuznetsk, Kemerovo region, Russia)

*E-MAIL*: bistrov39@yandex.ru

*Abstract.* Service conditions and a high-temperature abrasive wear of rolls are observed. Principal causes of roll wear are thermal, oxidative, frictional and abrasive ones, and also thermal cracks are formed on a roll surface as a result of cyclic heating and cooling during operating process. Durability increase measures of mill rolls are shown in the paper.

*Keywords*: mill roll, high-temperature abrasive wear, bimetal mill rolls, electroslag built-up welding.

#### REFERENCES

1. Skorokhodov V.N., Chernov P.P. *Stal*'. 2001. № 8. Pp. 8-13. 2. Sinnave M., Gostev K.I. Stal'. 2001. № 8. Pp. 2-8.

- 3. Budag'yants N.A., Karsskiy V.E. *Litie prokatnie valki* (Cast rolls). Moscow: Metallurgiya, 1983. 540 p.
- Kashchenko F.D., Frumin I.I. Sovremennie sposobi naplavki (Modern methods of welding). Kiev: IES im. E.O. Patona, 1982. Pp. 24 – 29.
- Leshchinskiy L.K., Gulakov S.V. etc. *Naplavka. Opit i effektivnost'* primeneniya (Built-up welding. Experience and efficiency of application). Kiev: IES im. E.O. Patona, 1985. Pp. 17 – 20.
- Medovar L.B., Tsikulenko A.K., Shevchenko V.E. *Problemi SEM*. 2001. № 1. Pp. 38-48.
- Bistrov V.A., Veryovkin V.I., Selyanin I.F. Izv. vuz. Chernaya metallurgiya. 2001. № 8. Pp. 64-66.
- Bistrov V.A., Veryovkin V.I., Selyanin I.F. Vestnik gorno-metallurgicheskoy Sektsii RAEN. Otdelenie metallurgii. 2005. Issue 14. Pp. 129 – 140.
- Bistrov V.A., Veryovkin V.I. Sb. nauchn. trudov KemGU. Vip. 5 (Collected scientific works of KemSU. Issue 5.). Kemerovo: izd. KemGU, 2010. Pp. 343 – 348.

Received July 7, 2013

#### УДК 621.671:001.891.57

#### МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ КОНСТРУКЦИЙ ЛИТЫХ ДЕТАЛЕЙ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ ПЕСКОВЫХ И ГРУНТОВЫХ НАСОСОВ. СООБЩЕНИЕ 2

**Е.Б. Агапитов,** д.т.н., профессор, зав. кафедрой «Теплотехнические и энергетические системы» **К.Н. Вдовин,** д.т.н., профессор, зав. кафедрой «Литейное производство и материаловедение» **С.Ю. Волков,** мл. науч. сотрудник кафедры «Литейное производство и материаловедение»

#### Магнитогорский государственный технический университет (Магнитогорск, Россия)

- Аннотация. В целях изучения возможностей снижения времени и затрат на разработку и доводку новых проточных частей рудных насосов проведено математическое моделирование, а так же анализ влияния конструкции насосов и рабочей среды на их стойкость. Предложена новая конструкция рабочего колеса насоса типа 1ГрК 160/31,5.
- *Ключевые слова*: надежность, долговечность, износостойкий чугун, структура, математическая модель, геометрия рабочего колеса, твердость, износ, гидроабразивный износ, ударно-абразивный износ, легирование.

#### E-MAIL: Vs mgtu@mail.ru

В сообщении 1 была представлена математическая модель, которая могла позволить сконструировать и изменить геометрию рабочего колеса насоса серии Гр. С целью совершенствования геометрии проточной части насоса Гр 8 и повышения срока его службы проведем моделирование его работы поэтапно, пользуясь полученной моделью.

Для расчета построена цельная модель проточной части насоса Гр 8 (рис. 1). Особенностью моделирования было разнесение в пространстве проточных частей корпуса насоса и рабочего колеса.

Расчет проведен до стабилизации параметров во входном и выходном сечениях. За критерии стабилизации принято постоянство во времени перепада давления рабочего тела на входе и выходе, а также осредненного по площади выходного сечения расхода рабочего тела. В процессе расчета проводилась визуализация картины течения в проточной части насоса с помощью векторов скоростей (рис. 2). Для анализа гидродинамики течения рабочего тела в проточной части насоса был проведен расчет скорости и давления рабочего тела в проточной части насоса (рис. 3).

Эффективность моделирования во многом определяется качеством построенной рабочей сетки. На первом этапе строилась грубая расчетная сетка, состоящая из нескольких тысяч ячеек (3500 – 4000). Затем проводилось уточнение расчетной сетки и ее измельчение. После окончания этого процесса количество расчетных ячеек превысило 600 тыс. При этом, при увеличении числа расчетных ячеек, т. е. при уменьшении размеров



Рис. 1. Геометрическая модель проточной части насоса Гр 8



Рис. 2. Распределение скорости потока в проточной части насоса Гр 8

ячеек сетки, также уменьшался и шаг по времени, который на последнем этапе расчета составил 5 · 10<sup>-5</sup> с.

Кроме того, были определены зоны турбулентности в проточной части насоса и рассчитаны значения давления и напряжений на поверхности рабочего колеса и корпуса насоса. На поверхности насоса рассчитали значения давления и силы поверхностных напряжений как рабочего колеса, так и корпуса насоса.

Установлено, что давление потока жидкости на поверхность рабочего колеса имеет наибольшие значения на периферии рабочего колеса и на выходных кромках лопаток. Распределение давления по поверхности неравномерное и изменяется в достаточно широких пределах. На периферии диска рабочего колеса имеются локальные зоны с экстремальными значениями давления: максимальное давление может достигать 0,25 МПа, а минимальное 0,03 МПа. Подобная картина наблюдается при анализе напряжений на поверхности рабочего колеса.

При анализе напряжений, возникающих на поверхности рабочего колеса, обнаружены зоны с их повышенными значениями на входном участке рабочего колеса, что говорит о необходимости изменения конструкции входного участка рабочего колеса, формирующего поток.

Результаты исследований по расчету проточной части насоса Гр 8 показали, что наиболее уязвимыми элементами рабочего колеса являются концевые и начальные участки лопаток, где возникают наибольшие напряжения и турбулентности, а также начальный участок выходного узла насоса, где возникают турбулентности, приводящие к повышенному износу корпуса. Полученные расчетные зависимости совпадают с наблюдаемыми на практике зонами износа (Агапитов Е.Б., Вдовин К.Н, Волков С.Ю. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2014. № 3. С. 53 – 57)

После анализа серии проведенных расчетов получена новая конструкция (геометрия) рабочего колеса Гр8.





Рис. 3. Характер течения (*a*) и давление рабочего тела (б) в проточной части рабочего колеса насоса

Для уменьшения износа заднего диска рабочего колеса модели изменена форма сечения колеса. Рассчитан радиус расположения лопаток, их форма и угол среза лопастей лопаток на входе потока (рис. 4).

При разработке конструкций улиток было достигнуто снижение скорости потока, особенно в их расчетном сечении, что позволит снизить износ рабочих поверхностей. Известно, что величина абразивного изнашивания пропорциональна скорости потока в кубической степени. В канале улитки были снижены циркуляционные массы потока, что также позволит снизить износ улиток.

Серия проведенных расчетов позволила разработать конструкцию насоса Гр 8, обеспечивающую снижение напряжений в зонах турбулентности потока внутри насоса, снижение локальных скоростей потока, уменьшение статического давления на стенки насоса и напряжения на его поверхности.



Рис. 4. Профиль конструкции рабочего колеса (*a*) и лопатки (*б*): *l* – новой; *2* – базовой конструкции

На основе проведенного моделирования была разработана конструкция рабочего колеса насоса ГР 8. Обследования опытных образцов рабочих колес 8ГрТ8-И после рабочего цикла показали снижение износа рабочих лопаток по сравнению с исходной геометрией. При этом отмечалось, что сквозные «пропилы» появляются в первую очередь на заднем диске колеса со стороны ступицы. Заводу-изготовителю было рекомендовано увеличить толщину стенок колеса на 5 мм каждую.

> © 2014 г. Е.Б. Агапитов, К.Н. Вдовин, С.Ю.Волков Поступила 10 февраля 2014 г.

#### MODELING AND CALCULATION OF STRUCTURES OF CAST PARTS OF CENTRIFUGAL GRAVEL AND GROUNDWATER PUMPS TO OPTIMIZE THEIR GEOMETRY AND THE DEVELOPMENT OF NEW CHEMICAL COMPOSITION OF THE ALLOY. PART 2

*E.B. Agapitov*, Dr. Eng., Professor, Head of the Chair of Thermal and Energy systems *K.N. Vdovin*, Dr. Eng., Professor of the Chair of Electrometallurgy and foundry production *S.J. Volkov*, Junior Researcher of the Chair of Materials Science and Foundry

Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosov (Magnitogorsk, Russia)

E-MAIL: Vs\_mgtu@mail.ru

- *Abstract.* A mathematical modeling and analysis of the impact of pumps' construction and working environment on their resistance have been carried out in order to study the possibilities of reducing the time and cost of developing and perfecting of new flow parts of ore pumps. A new construction of the pump's impeller (type 1GrK 160/31, 5) was offered.
- *Keywords*: reliability, durability, wear-resistant cast iron, structure, mathematical model, geometry of the impeller, hardness, wear, hydroabrasive wear, shock-abrasion wear, alloying.

Received February 10, 2014

УДК 669.014

#### ТЕРМОДИНАМИКА РАСТВОРОВ КИСЛОРОДА ПРИ КОМПЛЕКСНОМ РАСКИСЛЕНИИ РАСПЛАВОВ СИСТЕМЫ Fe-Co

**В.Я. Дашевский,** д.т.н., заведующий лабораторией **А.А. Александров,** к.т.н., старший научный сотрудник **Л.И. Леонтьев,** академик РАН, главный научный сотрудник

Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН (Москва, Россия)

*Аннотация*. Предложена методика термодинамического анализа процесса комплексного раскисления металлических расплавов. Данная методика позволяет определить влияние более слабого элемента-раскислителя на повышение раскислительной способности более сильного. Кривые растворимости кислорода проходят через минимум. Анализ уравнения зависимости концентрации кислорода в расплаве от содержания элементов-раскислителей на наличие экстремума позволил получить уравнение для определения содержания более сильного элемента-раскислителя, при котором концентрация кислорода будет минимальной. Проведен термодинамический анализ совместного влияния алюминия и кремния на растворимость кислорода в расплавах системы Fe-Co. В продуктах реакции раскисления возможно образование как муллита ( $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ ), так и кианита ( $Al_2O_3 \cdot SiO_2$ ). Наличие кремния в расплаве усиливает раскислительную способность алюминия: незначительно в случае образования соединения  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$  и существенно в случае образования соединения  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$ . Кривые растворимости кислорода в случае образования соединения  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$  проходят через минимум, положение которого зависит от содержания алюминия в расплаве и не зависит от содержания кремния. Содержание алюминия в точках минимума незначительно снижается от железа к кобальту, как и в случае расплавов системы Fe-Co-Al. Дальнейшие присадки алюминия приводят к возрастанию концентрации кислорода. Определены области образования соединений  $Al_2O_3$ ,  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ ,  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$  и  $SiO_2$  от содержания алюминия и кремния в расплаве.

*Ключевые слова*: термодинамический анализ, комплексное раскисление, расплавы системы Fe-Co, алюминий, кремний, растворимость кислорода.

*E-MAIL*: vdashev@imet.ac.ru

При получении чистых металлов и сплавов одна из обязательных операций – проведение процесса раскисления. Кислород, содержащийся в металлах и сплавах, снижает их служебные свойства. Получение готового металла с минимальной концентрацией кислорода является основной задачей процесса раскисления, в результате которого достигается снижение концентрации растворенного кислорода. Степень понижения концентрации растворенного кислорода, при прочих равных условиях, обусловлена раскислительной способностью элемента-раскислителя. Раскислительная способность элемента может быть определена как концентрация растворенного в расплаве кислорода, находящегося при данной температуре в равновесии с определенным содержанием элемента-раскислителя, также растворенного в расплаве. Большей раскислительной способностью обладает тот элемент, которому при данной температуре и одинаковом содержании в расплаве соответствует более низкая концентрация кислорода.

В случае комплексного раскисления металлического расплава активности оксидов, образующихся в результате процесса раскисления, меньше единицы. За счет этого при одном и том же содержании элементов-раскислителей можно получить металл с более низкой концентрацией кислорода, следовательно более глубоко раскисленный. При комплексном раскислении продукты реакции раскисления — растворы оксидов могут плавиться при более низких температурах, чем чистые оксиды, что расширяет возможности получения продуктов реакции в жидком состоянии. В большинстве случаев элементы-раскислители повышают активность друг друга в расплавах.

Ранее авторами проведен термодинамический анализ раздельного влияния алюминия и кремния на растворимость кислорода в расплавах системы Fe-Co [1, 2]. Представляет интерес оценить совместное влияние алюминия и кремния на растворимость кислорода в расплавах этой системы.

Термодинамический анализ растворов кислорода в расплавах Fe-Co-R'-R''-O. При совместном раскислении двумя раскислителями (R' и R'') преимущественное участие в реакции принимает более сильный раскислитель (R'), однако, если оксиды элементов-раскислителей образуют химические соединения ( $xR'_mO_n \cdot yR''_kO_l$ ), то это способствует участию более слабого раскислителя (R'') в процессе раскисления.

Процесс раскисления может быть представлен реакциями

$$R'_m \mathcal{O}_n = m[R'] + n[\mathcal{O}], \tag{1}$$

$$K_{(1)} = \frac{a_{R'}^m a_{O}^n}{a_{R'_m O_n}} = \frac{\left([\% R'] f_{R'}\right)^m ([\% O] f_{O})^n}{a_{R'_m O_n}};$$
(1*a*)

$$R_k''O_l = k[R''] + l[O],$$
 (2)

$$K_{(2)} = \frac{a_{R^*}^k a_{\rm O}^l}{a_{R_k^* O_l}} = \frac{\left( [\% R^{"}] f_{R^{"}} \right)^k \left( [\% O] f_{\rm O} \right)^l}{a_{R_k^* O_l}}; \qquad (2a)$$

$$xR'_mO_n \cdot yR''_mO_l = xR'_mO_n + yR''_mO_l, \qquad (3)$$

$$K_{(3)} = \frac{a_{R'_{m}O_{n}}^{x} a_{R''_{m}O_{l}}^{y}}{a_{xR'_{m}O_{n}} \cdot yR''_{m}O_{l}}.$$

Если образующийся комплексный оксид  $xR'_mO_n \cdot yR''_mO_l$ твердый при температуре металлического расплава, то активность его равна единице, тогда

$$K_{(3a)} = a_{R'_m \mathcal{O}_n}^x \cdot a_{R'_k \mathcal{O}_l}^y.$$
(3a)

Из уравнений констант равновесия реакций раскисления (1) и (2) могут быть определены зависимости активности кислорода в расплаве от содержания каждого раскислителя

$$\lg a_{\mathcal{O}(R')} = \lg \left( [\%\mathcal{O}] f_{\mathcal{O}} \right)_{R'} = \frac{1}{n} \left\{ \lg K_{(1)} + \lg a_{R'_{m}\mathcal{O}_{n}} - m \lg [\%R'] - m e_{R'}^{R'} [\%R'] - m e_{R'}^{\mathcal{O}} [\%\mathcal{O}] \right\}.$$
 (4)

$$\lg a_{\mathcal{O}(R'')} = \lg \left( [\%\mathcal{O}] f_{\mathcal{O}} \right)_{R''} = \frac{1}{l} \left\{ \lg K_{(2)} + \lg a_{R_{k}'\mathcal{O}_{l}} - k \lg [\%R''] - k e_{R''}^{R''} [\%R''] - k e_{R''}^{\mathcal{O}} [\%\mathcal{O}] \right\}.$$
(5)

Величину [%О] в правой части уравнений (4) и (5)

можно заменить выражениями  $\left(\frac{K_{(1)}}{[\% R']^m}\right)^{1/n}$  и  $\left(\frac{K_{(2)}}{[\% R'']^k}\right)^{1/l}$  соответственно, если принять в уравнениях (1*a*) и (2*a*),

соответственно, если принять в уравнениях (1*a*) и (2*a*), что  $f_{R'} \approx 1$ ,  $f_{R''} \approx 1$  и  $f_O \approx 1$  в связи с малостью величины [%O]. Такая замена не вносит заметной погрешности в расчеты [3]. Тогда уравнения (4) и (5) примут вид:

$$\lg ([\%O]f_{O})_{R'} = \frac{1}{n} \left\{ \lg K_{(1)} + \lg a_{R'_{m}O_{n}} - m \lg [\%R'] - m e_{R'}^{N'} \left( \frac{K_{(1)}}{[\%R']^{m}} \right)^{1/n} \right\}.$$
 (4*a*)  
$$\lg ([\%O]f_{O})_{R''} = \frac{1}{l} \left\{ \lg K_{(2)} + \lg a_{R'_{k}O_{l}} - m e_{R'_{k}O_{l}}^{N'} \right\}.$$

$$-k \lg[\% R''] - k e_{R''}^{R''} [\% R''] - k e_{R'}^{O} \left( \frac{K_{(2)}}{[\% R'']^k} \right)^{1/l} \Biggr\}.$$
 (5*a*)

В случае совместного раскисления обоими раскислителями активности кислорода, определяемые уравнениями (4*a*) и (5*a*) равны, откуда, с учетом взаимного влияния R' и R'' друг на друга, можно записать

$$\frac{1}{n} \left\{ \lg K_{(1)} + \lg a_{R'_{m}O_{n}} - m \lg [\% R'] - m e_{R'}^{R'} [\% R'] - m e_{R'}^{R''} [\% R''] - m e_{R'}^{Q} \left( \frac{K_{(1)}}{[\% R']^{m}} \right)^{1/n} \right\} = \frac{1}{l} \left\{ \lg K_{(2)} + \lg a_{R'_{k}O_{l}} - k \lg [\% R''] - k e_{R''}^{R''} [\% R''] - k e_{R''}^{Q} \left( \frac{K_{(2)}}{[\% R'']^{k}} \right)^{1/l} \right\}.$$
(6)

Уравнение (6) показывает взаимосвязь между содержаниями раскислителей R' и R'' и активностями оксидов. Решая совместно уравнение (6) с уравнением (3*a*), можно выразить активности оксидов  $R'_mO_n$  и  $R''_kO_l$  через содержание в расплаве раскислителей R'и R'':

$$\lg a_{R'_{m}O_{n}} = \frac{ynl}{xn + yl} \left\{ \frac{1}{yl} \lg K_{(3a)} - \frac{1}{n} \lg K_{(1)} + \frac{1}{l} \lg K_{(2)} + \frac{m}{n} \lg [\%R'] - \frac{k}{l} \lg [\%R''] + \left(\frac{m}{n} e_{R'}^{R'} - \frac{k}{l} e_{R''}^{R'}\right) [\%R'] + \left(\frac{m}{n} e_{R'}^{R'} - \frac{k}{l} e_{R''}^{R''}\right) [\%R''] + \frac{m}{n} e_{R'}^{O} \left(\frac{K_{(1)}}{[\%R']^{m}}\right)^{1/n} - \frac{k}{l} e_{R''}^{O} \left(\frac{K_{(2)}}{[\%R'']^{k}}\right)^{1/l} \right\}.$$
(7)

$$\lg a_{R_{k}^{"}O_{l}} = \frac{xnl}{xn + yl} \left\{ \frac{1}{xn} \lg K_{(3a)} + \frac{1}{n} \lg K_{(1)} - \frac{1}{l} \lg K_{(2)} - \frac{m}{n} \lg [\%R'] + \frac{k}{l} \lg [\%R''] - \left(\frac{m}{n} e_{R'}^{R'} - \frac{k}{l} e_{R''}^{R'}\right) [\%R'] - \left(\frac{m}{n} e_{R'}^{R'} - \frac{k}{l} e_{R''}^{R''}\right) [\%R''] - \frac{m}{n} e_{R'}^{O} \left(\frac{K_{(1)}}{[\%R']^{m}}\right)^{1/n} + \frac{k}{l} e_{R''}^{O} \left(\frac{K_{(2)}}{[\%R'']^{k}}\right)^{1/l} \right\}.$$
(8)

В соответствии с реакцией (1) концентрация кислорода, равновесная с заданным содержанием раскислителя R', может быть рассчитана по уравнению

$$\lg[\%O]_{R'} = \frac{1}{n} \left\{ \lg K_{(1)} + \lg a_{R'_{m}O_{n}} - m \lg[\%R'] - \left(me_{R'}^{R'} + ne_{O}^{R'}\right) [\%R'] - \left(me_{R'}^{O} + ne_{O}^{O}\right) \left(\frac{K_{(1)}}{[\%R']^{m}}\right)^{1/n} \right\}.$$
 (9)

При совместном раскислении расплава раскислителями R' и R'', с учетом полученных зависимостей (7) и (8) и взаимного влияния R' и R'' друг на друга, уравнение (9) примет вид

$$lg[\%O]_{(R'+R'')} = \frac{1}{xn+yl} \left\{ lg K_{(3a)} + x lg K_{(1)} + y lg K_{(2)} - xmlg[\%R'] - yklg[\%R''] - [xme_{R'}^{R'} + yke_{R''}^{R'} + (xn+yl)e_{O}^{R''}][\%R''] - [xme_{R'}^{R''} + yke_{R''}^{R''} + (xn+yl)e_{O}^{R''}][\%R''] - [xme_{R'}^{O} + (xn+yl)e_{O}^{O}] \times \left(\frac{K_{(1)}}{[\%R'']^{m}}\right)^{1/n} - yke_{R'}^{O}\left(\frac{K_{(2)}}{[\%R'']^{k}}\right)^{1/l} \right\}.$$
(9a)

Кривые растворимости кислорода проходят через минимум. Анализ уравнения (9*a*) на наличие экстремума позволяет получить уравнение для определения содержания раскислителя [%*R'*]<sup>\*</sup>, при котором концентрация кислорода будет минимальной

$$\left[\%R'\right]^{*} = -\frac{xm}{2,3\left[xme_{R'}^{R'} + yke_{R''}^{R'} + (xn + yl)e_{O}^{R'}\right]}.$$
 (10)

Если в процессе раскисления принимает участие один элемент-раскислитель R и продуктом реакции является оксид  $R_m O_n$ , то уравнение (10) примет вид

$$[\%R]^* = -\frac{m}{2,3[me_R^R + ne_O^R]}.$$
 (10*a*)

Система Fe-Co-Al-Si-O. При совместном раскислении расплавов системы Fe-Co алюминием и кремнием преимущественное участие в реакции принимает алюминий. Образование химических соединений между оксидами кремния и алюминия способствует участию кремния в процессе раскисления. В продуктах реакции раскисления возможно образование как муллита  $(3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2)$  [4], так и кианита  $(Al_2O_3 \cdot SiO_2)$  [3]. Рассмотрим оба случая: в первом случае продуктом реакции совместного раскисления алюминием и кремнием является соединение  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$  (вариант 1), во втором –  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$ (вариант 2). Реакции разложения муллита и кианита приведены ниже:

$$3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2 = 3Al_2O_3 + 2SiO_2,$$
 (11)

$$K_{(11)} = \frac{a_{Al_2O_3}^3 a_{SiO_2}^2}{a_{3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2}};$$
 (11*a*)

$$Al_2O_3 \cdot SiO_2 = Al_2O_3 + SiO_2, \qquad (12)$$

$$K_{(12)} = \frac{a_{Al_2O_3}a_{SiO_2}}{a_{Al_2O_3\cdot SiO_2}}.$$
 (12*a*)

В работе [4] приведен обзор исследований по определению величины  $\lg K_{(11)}$ . На основании данных, приведенных в работе [4], можно принять, что при 1873 К  $\lg K_{(11)} = -1,2$ . Значение величины  $\lg K_{(12)}$  приведено в работе [3]:

$$\lg K_{(12)} = \frac{8765}{T} + 0,63,$$

при 1873 К  $\lg K_{(12)} = -4,05$ . При активностях  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$  и  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$ , равных единице, в соответствии с уравнениями (11*a*) и (12*a*) можно записать:

$$3 \lg a_{Al_2O_3} + 2 \lg a_{SiO_2} = -1, 2$$
 (вариант 1); (13)

$$\lg a_{\text{Al}_2\text{O}_3} + \lg a_{\text{SiO}_2} = -4,05$$
 (вариант 2). (14)

Из уравнений констант равновесия реакций раскисления железокобальтовых расплавов раздельно алюминием и кремнием

$$Al_2O_3(TB) = 2[Al]_{Fe-Co} + 3[O]_{Fe-Co},$$
 (15)

$$K_{(15)} = \frac{\left( \left[\%A1\right] f_{A1} \right)^2 \left( \left[\%O\right] f_O \right)^3}{a_{Al_2O_3}};$$
(15a)

$$SiO_2(TB) = [Si]_{Fe-Co} + 2[O]_{Fe-Co},$$
 (16)

$$K_{(16)} = \frac{\left( [\%\text{Si}]f_{\text{Si}} \right) \left( [\%\text{O}]f_{\text{O}} \right)^2}{a_{\text{SiO}_2}}$$
(16*a*)

могут быть определены зависимости активности кислорода в расплаве от содержания алюминия и кремния соответственно:

$$lg([\%O]f_{O})_{Al} = 1/3 lgK_{(15)} + 1/3 lga_{Al_{2}O_{3}} - 2/3 lg[\%Al] - 2/3 e_{Al(Fe-Co)}^{Al}[\%Al] - 2/3 e_{Al(Fe-Co)}^{O} \left(\frac{K_{(15)}}{[\%Al]^{2}}\right)^{1/3};$$
(17)

$$lg([\%O]f_{O})_{Si} = 1/2lgK_{(16)} + 1/2lga_{SiO_{2}} - -1/2lg[\%Si] - 1/2e_{Si(Fe-Co)}^{Si}[\%Si] - -1/2e_{Si(Fe-Co)}^{O}\left(\frac{K_{(16)}}{[\%Si]}\right)^{1/2}.$$
(18)

В случае совместного раскисления алюминием и кремнием активности кислорода, определяемые уравнениями (17) и (18) равны, откуда, с учетом взаимного влияния алюминия и кремния друг на друга, можно записать

$$\frac{1/3 \lg K_{(15)} + 1/3 \lg a_{Al_2O_3} - 2/3 \lg [\%A1] - 2/3 e_{Al(Fe-Co)}^{Al} [\%A1] - 2/3 e_{Al(Fe-Co)}^{Ai} [\%A1] - 2/3 e_{Al(Fe-Co)}^{Si} [\%Si] - 2/3 e_{$$

$$- 2/3 e_{Al(Fe-Co)}^{O} \left( \frac{K_{(15)}}{[\% Al]^2} \right)^{1/3} = 1/2 \lg K_{(16)} + 1/2 \lg a_{SiO_2} - 1/2 \lg [\% Si] - 1/2 e_{Si(Fe-Co)}^{Si} [\% Si] - 1/2 e_{Si(Fe-Co)}^{Al} \left[ \% Al \right] - 1/2 e_{Si(Fe-Co)}^{O} \left( \frac{K_{(16)}}{[\% Si]} \right)^{1/2}.$$
 (19)

Уравнение (19) показывает взаимосвязь между содержаниями алюминия и кремния и активностями оксидов.

Активность кремнезема из уравнений (13) и (14) при 1873 К равна

$$\lg a_{\mathrm{SiO}_2} = -0, 6 - 1, 5 \lg a_{\mathrm{Al}_2\mathrm{O}_3}$$
 (вариант 1); (13*a*)

$$\lg a_{\text{SiO}_2} = -4,05 - \lg a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$$
 (вариант 2). (14*a*)

Решая совместно уравнение (19) с уравнениями (13*a*) и (14*a*), можно выразить активность глинозема через содержание алюминия и кремния в расплаве: вариант 1

~

$$lg a_{Al_2O_3} = \frac{1}{13} \left\{ -3, 6 - 4 lg K_{(15)} + 6 lg K_{(16)} + 8 lg [\%Al] - 6 [\%Si] + \left( 8e_{Al(Fe-Co)}^{Al} - 6e_{Si(Fe-Co)}^{Al} \right) \times [\%Al] - \left( 8e_{Al(Fe-Co)}^{Si} - 6e_{Si(Fe-Co)}^{Si} \right) [\%Si] + 8e_{Al(Fe-Co)}^{O} \left( \frac{K_{(15)}}{[\%Al]^2} \right)^{1/3} - 6e_{Si(Fe-Co)}^{O} \left( \frac{K_{(16)}}{[\%Si]} \right)^{1/2} \right\}; (20)$$

вариант 2

$$lg a_{Al_{2}O_{3}} = -2,43 - 0,41g K_{(15)} + 0,61g K_{(16)} + 0,81g[\%A1] - 0,6[\%Si] + (0,8e_{Al(Fe-Co)}^{Al} - 0,6e_{Si(Fe-Co)}^{Al})[\%A1] - (0,8e_{Al(Fe-Co)}^{Si} - 0,6e_{Si(Fe-Co)}^{Si}) \times [\%Si] + 0,8e_{Al(Fe-Co)}^{O} \left(\frac{K_{(15)}}{[\%A1]^{2}}\right)^{1/3} - 0,6e_{Si(Fe-Co)}^{O} \left(\frac{K_{(16)}}{[\%Si]}\right)^{1/2}.$$
(21)

Подставляя данные функции в уравнение (9), получим: вариант 1

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = \frac{1}{13} \left\{ -1, 2 + 3 lg K_{(15)} + 2 lg K_{(16)} - 6 lg[\%Al] - 2 lg[\%Si] - \left[ 6e_{Al(Fe-Co)}^{Al} + 2e_{Si(Fe-Co)}^{Al} + 13e_{O(Fe-Co)}^{Al} \right] \left[ \%Al] - \left[ 6e_{Al(Fe-Co)}^{Si} + 2e_{Si(Fe-Co)}^{Si} + 13e_{O(Fe-Co)}^{Si} \right] \left[ \%Si] - \left[ 13e_{O(Fe-Co)}^{O} + 6e_{Al(Fe-Co)}^{O} \right] \times \left\{ \frac{K_{(15)}}{\left[ \%Al\right]^2} \right\}^{1/3} - 2e_{Si(Fe-Co)}^{O} \left\{ \frac{K_{(16)}}{\left[ \%Si\right]} \right\}^{1/2} \right\};$$
(22)

#### вариант 2

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -0,81 + 0,2 lg K_{(15)} + 0,2 lg K_{(16)} - 0,4 lg[\%Al] - 0,2 lg[\%Si] - [0,4e_{Al(Fe-Co)}^{Al} + 0,2e_{Si(Fe-Co)}^{Al} + e_{O(Fe-Co)}^{Al}][\%Al] - [0,4e_{Al(Fe-Co)}^{Si} + 0,2e_{Si(Fe-Co)}^{Si} + e_{O(Fe-Co)}^{Si}][\%Si] - [e_{O(Fe-Co)}^{O} + 0,4e_{Al(Fe-Co)}^{O}] \left(\frac{K_{(15)}}{[\%Al]^2}\right)^{1/3} - 0,2e_{Si(Fe-Co)}^{O} \left(\frac{K_{(16)}}{[\%Si]}\right)^{1/2}.$$
 (23)

Граничные условия применимости уравнений (22) и (23) определяются условиями образования химических соединений  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$  и  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$  при активностях  $Al_2O_3$  и  $SiO_2$ , равных единице. При нулевом содержании кремния уравнениями (22) и (23) пользоваться нельзя.

Рассчитана зависимость концентрации кислорода в расплавах системы Fe-Co от содержания алюминия и кремния при 1873 К. Использованные в расчете значения констант равновесия реакций раскисления алюминием и кремнием, коэффициентов активности и параметров взаимодействия приведены в таблице. Для расплавов на основе железа  $e_{Si}^{Al} = 0,058$ ,  $e_{Al}^{Si} = 0,056$  [5], для расплавов на основе кобальта  $e_{Si}^{Al} = 0,0964$ ,  $e_{Al}^{Si} = 0,0931$  [6]. Величины данных параметров взаимодействия для железокобальтовых расплавов различного состава (см. таблицу) рассчитаны по уравнению [7]

$$\varepsilon_{i(\text{Fe}-\text{Co})}^{j} = \varepsilon_{i(\text{Fe})}^{j} X_{\text{Fe}} + \varepsilon_{i(\text{Co})}^{j} X_{\text{Co}}.$$

С учетом приведенных в таблице значений констант равновесия и параметров взаимодействия уравнения (22) и (23) примут вид: вариант 1

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -3,993 - 0,462 lg[\%Al] - -0,154 lg[\%Si] + 1,141 [\%Al] + 0,0243 [\%Si] + +2,706 \cdot 10^{-5} / [\%Al]^{2/3} + 8,732 \cdot 10^{-5} / [\%Si]^{1/2}; (24a)$$

 $Fe-20\ \%\ Co$ 

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,059 - 0,462 lg[\%Al] - -0,154 lg[\%Si] + 1,226[\%Al] + 0,0484[\%Si] + +2,631 \cdot 10^{-5} / [\%Al]^{2/3} + 8,481 \cdot 10^{-5} / [\%Si]^{1/2}; (246)$$

Fe - 40 % Co  

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,139 - 0,462 lg[\%Al] -$$
  
 $-0,154 lg[\%Si] + 1,314 [\%Al] + 0,0735 [\%Si] +$   
 $+2,570 \cdot 10^{-5} / [\%Al]^{2/3} + 6,815 \cdot 10^{-5} / [\%Si]^{1/2}; (246)$
Параматр		Co, %								
параметр	0	20	40	60	80	100				
$lgK_{(15)}$	-13,808	-13,889	-13,964	-14,160	-14,619	-15,501				
$lgK_{(16)}$	-4,643	-4,948	-5,357	-5,871	-6,487	-7,204				
$e_{\rm O}^{\rm O}$	-0,17	-0,1389	-0,1064	-0,0725	-0,0370	0				
$e_{ m Al}^{ m Al}$	0,043	0,0491	0,0554	0,0620	0,0688	0,076				
$e_{ m O}^{ m Al}$	-1,17	-1,2586	-1,3507	-1,4465	-1,5462	-1,65				
$e_{ m Al}^{ m O}$	-1,98	-2,1287	-2,2834	-2,4443	-2,6117	-2,786				
$e_{ m Si}^{ m Si}$	0,103	0,0933	0,0832	0,0726	0,0616	0,05				
$e_{ m O}^{ m Si}$	-0,066	-0,0917	-0,1185	-0,1465	-0,1756	-0,206				
$e_{ m Si}^{ m O}$	-0,119	-0,1642	-0,2113	-0,2604	-0,3116	-0,365				
$e_{ m Si}^{ m Al}$	0,058 [5]	0,0652	0,0725	0,0802	0,0881	0,0964 [6]				
$e_{\mathrm{Al}}^{\mathrm{Si}}$	0,056 [5]	0,0628	0,0698	0,0772	0,0848	0,0931 [6]				

Значения константы равновесия реакций (15) и (16), коэффициентов активности и параметров взаимодействия для расплавов системы Fe–Co при 1873 К [1, 2]

Fe - 60 % Co

 $lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,263 - 0,462lg[\%Al] -$ 

 $-0,154 \lg[\%Si] + 1,406[\%Al] + 0,0997[\%Si] +$ 

+ 2,288  $\cdot 10^{-5}$  / [%A1]<sup>2/3</sup> + 4,648  $\cdot 10^{-5}$  / [%Si]<sup>1/2</sup>; (242)

Fe – 80 % Co

 $lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,464 - 0,462 lg[\%Al] -$ 

-0,1541g[%Si] + 1,501[%Al] + 0,127[%Si] +

+ 1,664  $\cdot$  10<sup>-5</sup>/[%A1]<sup>2/3</sup> + 2,736  $\cdot$  10<sup>-5</sup>/[%Si]<sup>1/2</sup>; (24 $\partial$ )

Со

 $lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,778 - 0,4621g[\%Al] -$ 

$$-0,154 \lg[\%Si] + 1,600[\%Al] + 0,155[\%Si] +$$

+ 8,754 
$$\cdot$$
 10<sup>-6</sup>/[%A1]<sup>2/3</sup> + 1,404  $\cdot$  10<sup>-5</sup>/[%Si]<sup>1/2</sup>; (24*e*)

## вариант 2

## Fe

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,500 - 0,41g[\%Al] - 0,21g[\%Si] + 1,141[\%Al] + 0,0230[\%Si] + 1,141[\%Al] + 1,00230[\%Si] + 1,000[\%Si] + 1,000[\%Si]$$

Fe - 20 % Co  

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,577 - 0,41g[\%Al] - -0,21g[\%Si] + 1,226[\%Al] + 0,0479[\%Si] + +2,323 \cdot 10^{-5}/[\%Al]^{2/3} + 1,103 \cdot 10^{-4}/[\%Si]^{1/2};$$
 (256)

Fe – 40 % Co

 $lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,674 - 0,41g[\%Al] - 0,21g[\%Si] + 1,314[\%Al] + 0,0739[\%Si] + 0,0$ 

 $+2,259 \cdot 10^{-5} / [\% A1]^{2/3} + 8,860 \cdot 10^{-5} / [\% Si]^{1/2};$  (256)

Fe - 60 % Co  

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -4,816 - 0,4lg[\%Al] - -0,2lg[\%Si] + 1,406[\%Al] + 0,101[\%Si] + 2,001 \cdot 10^{-5}/[\%Al]^{2/3} + 6,042 \cdot 10^{-5}/[\%Si]^{1/2};$$
 (252)  
Fe - 80 % Co

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -5,031 - 0,41g[\%Al] - 0,21g[\%Si] + 1,501[\%Al] + 0,129[\%Si] + 1,449 \cdot 10^{-5} / [\%Al]^{2/3} + 3,557 \cdot 10^{-5} / [\%Si]^{1/2}; (250)$$

Co

$$lg[\%O]_{(Al+Si)} = -5,351 - 0,4lg[\%Al] - -0,2lg[\%Si] + 1,600[\%Al] + 0,159[\%Si] + 7,586 \cdot 10^{-6} / [\%Al]^{2/3} + 1,825 \cdot 10^{-5} / [\%Si]^{1/2}.$$
 (25e)

Рассчитанная по уравнениям (24a - e) и (25a - e) зависимость концентрации кислорода от содержания алюминия и кремния в расплавах системы Fe–Co при 1873 К приведена на рис. 1. Как видно из приведенных данных, наличие кремния в расплаве усиливает раскислительную способность алюминия: незначительно в случае образования соединения  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$  (ва-



Рис. 1. Зависимость концентрации кислорода в расплавах Fe (*a*), Fe – 20 % Co (*б*), Fe – 40 % Co (*в*), Fe – 60 % Co (*г*), Fe – 80 % Co (*d*) и Co (*e*) от содержания алюминия и кремния при 1873 К при [Si], %: I - 0; 2, 5 - 0,05; 3, 6 - 0,1; 4, 7 - 1,0

риант 1) и существенно в случае образования соединения  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$  (вариант 2). Кривые растворимости кислорода в случае образования соединения  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$ (вариант 2) проходят через минимум, положение которого зависит от содержания алюминия в расплаве и не зависит от содержания кремния. Содержания алюминия, которым соответствуют минимальные концентрации кислорода, могут быть определены по уравнению (10), где *x*, *y*, *m*, *n*, *k* и *l* – коэффициенты в формуле соединения  $xR'_mO_n \cdot yR''_nO_l$ . В случае соединения  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$ уравнение (10) примет вид

$$[\% \text{A1}]^{*} = -\frac{xm}{2,3\left[xme_{\text{A1}}^{\text{A1}} + yke_{\text{Si}}^{\text{A1}} + (xn + yl)e_{\text{O}}^{\text{A1}}\right]} = \frac{2}{2,3\left[2e_{\text{A1}}^{\text{A1}} + e_{\text{Si}}^{\text{A1}} + 5e_{\text{O}}^{\text{A1}}\right]}.$$
 (106)

Ниже приведены рассчитанные по уравнению (10*a*) значения содержаний алюминия в точках минимума и аналогичные данные для расплавов системы Fe-Co-Al [1]:

Co, %	0	20	40	60	80	100
$\left[\%\mathrm{Al}\right]^*_{\mathrm{Fe-Co-Al-Si}}$	0,152	0,142	0,132	0,124	0,116	0,109
[%Al] <sup>*</sup> <sub>Fe-Co-Al</sub>	0,254	0,236	0,221	0,206	0,193	0,181

Содержание алюминия в точках минимума незначительно снижается от железа к кобальту, как и в случае расплавов системы Fe-Co-Al [1]. Дальнейшие присадки алюминия приводят к возрастанию концентрации кислорода. Поскольку в расплавах системы Fe-Co раскислительная способность алюминия и кремния повышается с ростом содержания кобальта в расплаве [1, 2], то кремний усиливает раскислительную способность алюминия тем больше, чем выше содержание кобальта.

При совместном раскислении алюминием и кремнием уравнение (6) примет вид

$$\frac{1}{3} \left\{ \lg K_{(15)} + \lg a_{Al_2O_3} - 2\lg[\%Al] - 2e_{Al}^{Al}[\%Al] - 2e_{Al}^{Si}[\%Si] - 2e_{Al}^{O} \left(\frac{K_{(15)}}{[\%Al]^2}\right)^{1/3} \right\} =$$
$$= \frac{1}{2} \left\{ \lg K_{(16)} + \lg a_{SiO_2} - \lg[\%Si] - e_{Si}^{Si}[\%Si] - e_{Si}^{Al}[\%Al] - e_{Si}^{O} \left(\frac{K_{(16)}}{[\%Si]}\right)^{1/2} \right\}.$$
(6*a*)

Для краевых условий образования соединений  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$  и  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$  при активности  $Al_2O_3$  и  $SiO_2$ , равных единице, используя уравнение (6*a*), с учетом константы реакций образования соединений  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$  и  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$  и пренебрегая в уравнении (6*a*) членами, содержащими параметры взаимодействия в связи с их малостью, получим:

<u>вариант 1</u>

при *a*<sub>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub></sub> = 1

$$\lg[\%Si] = \lg K_{(16)} - 2/3 \lg K_{(15)} + 4/3 \lg[\%Al] - 0.6;$$
(26)

при  $a_{\text{SiO}_2} = 1$ lg[%Al] = 1/2lg $K_{(15)} - 3/4$ lg $K_{(16)} + 3/4$ lg[%Si] - 0,2; (27)

вариант 2

при  $a_{{
m Al}_2{
m O}_3}$  = 1

$$lg[\%Si] = lgK_{(16)} - 2/3 lgK_{(15)} + 4/3 lg[\%Al] - 4,05; (28)$$

при  $a_{SiO_2} = 1$ lg[%Al] = 1/2lg $K_{(15)} - 3/4$ lg $K_{(16)} + 3/4$ lg[%Si] - 2,025. (29)

С учетом приведенных в таблице значений констант равновесия реакций (15) и (16) уравнения (26) – (29) примут вид:

<u>вариант 1</u> Fe

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = 3,962 + 4/3 lg[\%Al];$$
$$lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -3,622 + 3/4 lg[\%Si];$$

Fe - 20 % Co  

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = 3,711 + 4/3lg[\%Al];$$
  
 $lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -3,433 + 3/4lg[\%Si];$ 

Fe - 40 % Co  

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = 3,352 + 4/3lg[\%Al];$$
  
 $lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -3,164 + 3/4lg[\%Si]$ 

Fe - 60 % Co  

$$lg[\%Si]_{(A1+Si)} = 2,969 + 4/3lg[\%Al];$$
  
 $lg[\%Al]_{(A1+Si)} = -2,877 + 3/4lg[\%Si];$ 

Fe - 80 % Co  

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = 2,659 + 4/3lg[\%Al];$$
  
 $lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -2,644 + 3/4lg[\%Si];$ 

Co

Fe

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = 2,530 + 4/3lg[\%Al];$$
$$lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -2,547 + 3/4lg[\%Si];$$

вариант 2

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = 0,512 + 4/3lg[\%Al];$$
  
$$lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -5,447 + 3/4lg[\%Si];$$

Fe - 20 % Co  

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = 0,261 + 4/3lg[\%Al];$$
  
 $lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -5,258 + 3/4lg[\%Si];$ 

Fe - 40 % Co  

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = -0.098 + 4/3 lg[\%Al];$$
  
 $lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -4.989 + 3/4 lg[\%Si];$ 

Fe - 60 % Co  

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = -0,481 + 4/3 lg[\%Al];$$
  
 $lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -4,702 + 3/4 lg[\%Si];$ 

Fe - 80 % Co  

$$lg[\% Si]_{(Al+Si)} = -0,791 + 4/3 lg[\% Al];$$
  
 $lg[\% Al]_{(Al+Si)} = -4,469 + 3/4 lg[\% Si];$ 

Co

$$lg[\%Si]_{(Al+Si)} = -0,920 + 4/3 lg[\%Al];$$
  
$$lg[\%Al]_{(Al+Si)} = -4,372 + 3/4 lg[\%Si].$$

Приведенные выше уравнения описывают положения граничных линий, разделяющих области образования  $Al_2O_3$ ,  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$  и  $SiO_2$  (вариант 1) и области образования  $Al_2O_3$ ,  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$  и  $SiO_2$  (вариант 2). На рис. 2 на примере сплава Fe – 40 % Со приведены зависимости положения граничных линий от содержания алюминия и кремния в расплаве при 1873 К.

**Выводы.** Предложена методика термодинамического анализа процесса комплексного раскисления металлических расплавов. Данная методика позволяет определить влияние более слабого элемента-раскислителя на повышение раскислительной способности более сильного элемента-раскислителя. Кривые растворимости кислорода проходят через минимум. Анализ уравнения зависимости концентрации кислорода в расплаве от содержания элементов-раскислителей на наличие экстремума позволил получить уравнение для определения содержания более сильного элемента-раскислителя, при котором концентрация кислорода будет минимальной.

Проведен термодинамический анализ совместного влияния алюминия и кремния на растворимость кислорода в расплавах системы Fe-Co. В продуктах реакции раскисления возможно образование как муллита  $(3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2)$ , так и кианита  $(Al_2O_3 \cdot SiO_2)$ . Наличие кремния в расплаве усиливает раскислительную способность алюминия: незначительно в случае образования соединения 3Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·2SiO<sub>2</sub> и существенно в случае образования соединения Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·SiO<sub>2</sub>. Кривые растворимости кислорода в случае образования соединения Al<sub>2</sub>O<sub>2</sub>·SiO<sub>2</sub> проходят через минимум, положение которого зависит от содержания алюминия в расплаве и не зависит от содержания кремния. Содержание алюминия в точках минимума незначительно снижается от железа к кобальту, как и в случае расплавов системы Fe-Co-Al. Дальнейшие присадки алюминия приводят к возрастанию концентрации кислорода. Определены области образования соединений Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 3Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·2SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·SiO<sub>2</sub> и SiO<sub>2</sub> от содержания алюминия и кремния в расплаве.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Александров А.А., Дашевский В.Я. // Металлы. 2014. № 2. С. 16-22.
- Александров А.А., Дашевский В.Я. // Металлы. 2013. № 6. С. 21 – 25.
- **3.** Куликов И.С. Раскисление металлов. М.: Металлургия, 1975. 504 с.
- 4. Fujisawa T., Suzuki M., Wanibe Yo., Sakao H. // Tetsu to Hagane. 1986. Vol. 72. No. 2. P. 46 – 51.



Рис. 2. Зависимость областей образования соединений  $Al_2O_3$ ,  $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ ,  $SiO_2$  (*a*) и  $Al_2O_3$ ,  $Al_2O_3 \cdot SiO_2$ ,  $SiO_2$  (*b*) от содержания алюминия и кремния в расплаве Fe – 40 % Со при 1873 K

- Dashevskii V.Ya., Makarova N.N., Grigorovich K.V. et al. // ISIJ International. 2005. Vol. 45. No. 1. P. 8 – 11.
- Белянчиков Л.Н. // Электрометаллургия. 2009. № 4. С. 16-22.
- 7. Дашевский В.Я. Физико-химические основы раскисления железоникелевых сплавов. М.: Физматлит, 2011. 152 с.

© 2014 г. В.Я. Дашевский, А.А. Александров, Л.И. Леонтьев Поступила 26 марта 2014 г.

## THERMODYNAMICS OF OXYGEN SOLUTIONS AT COMPLEX DEOXIDATION OF THE Fe-Co MELTS

V.Y. Dashevskij, Dr. Eng., Head of the Laboratory A.A. Aleksandrov, Cand. Eng., Senior Researcher L.I. Leontiev, RAS Academician, Chief Scientist

Institute of Metallurgy and Materials Science named after Baykov A.A. (Moscow, Russia) *E-MAIL*: vdashev@imet.ac.ru

Abstract. A method for thermodynamic analysis of complex deoxidation process of metallic melts is proposed. This method allows to determine the effect of a weaker element-deoxidizer on increasing deoxidizing ability of a stronger element-deoxidizer. Oxygen solubility curves pass

through a minimum. Analysis of the equation of dependence of the concentration of oxygen in the melt on the elements-deoxidizers contents for the presence of extremum possible to obtain an equation for determining the content of a stronger element-deoxidizer, wherein the oxygen concentration is the lowest. A thermodynamic analysis of the joint influence of aluminum and silicon on the solubility of oxygen in the melts of Fe-Co system has been performed. Deoxidation reaction products may be formed as mullite (3Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·2SiO<sub>2</sub>) and kyanite (Al<sub>2</sub>O<sub>2</sub> SiO<sub>2</sub>). The presence of silicon in the melt enhances the deoxidizing ability of aluminum: insignificantly in the case of formation of compound 3Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·2SiO<sub>2</sub> and significantly in the case of formation of compound Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·SiO<sub>2</sub>. Oxygen solubility curves in the case of formation of compound Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·SiO<sub>2</sub> pass through a minimum, the position of which depends on the content of aluminum in the melt and is not dependent on the silicon content. The aluminum content in the minimum points is insignificantly reduced from iron to cobalt as in the case of melts of Fe-Co-Al. Further additives are aluminum leads to an increase in oxygen concentration. Areas of compounds Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 3Al<sub>2</sub>O<sub>2</sub>·2SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>2</sub>·SiO<sub>2</sub> and SiO<sub>2</sub> depending on aluminum and silicon contents in the melt are determined.

УДК 669.046.545

*Keywords*: thermodynamic analysis, complex deoxidation, Fe-Co melts, aluminum, silicon, oxygen solubility.

#### REFERENCES

- Aleksandrov A.A., Dashevskij V.Ja. Metally. 2014. № 2. Pp. 16-22.
- Aleksandrov A.A., Dashevskij V.Ja. Metally. 2013. № 6. Pp. 21-25.
- Kulikov I.S. *Raskislenie metallov* (Deoxidation of metals). Moscow: Metallurgija. 1975. 504 p.
- 4. Fujisawa T., Suzuki M., Wanibe Yo., Sakao H. *Tetsu to Hagane*. 1986. Issue 72. No. 2. Pp. 46 51.
- Dashevskii V.Ya., Makarova N.N., Grigorovich K.V. etc. ISLJ International, 2005. Issue 45. No 1. Pp. 8 – 11.
- Beljanchikov L.N. Jelektrometallurgija. 2009. № 4. Pp. 16-22.
- Dashevskij V.Ja. Fiziko-himicheskie osnovy raskislenija zhelezonikelevyh splavov (Physico-chemical basis deoxidation ferronickel alloys). Moscow: Fizmatlit. 2011. 152 p

Received March 26, 2014

# ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ МЕХАНИЗМА УДАЛЕНИЯ ФОСФОРА ИЗ ОКСИДНЫХ РАСПЛАВОВ СИСТЕМЫ CaO-SiO<sub>2</sub>-MgO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> В ГАЗОВУЮ ФАЗУ

## И.А. Краснянская, инженер-программист

**Г.С. Подгородецкий,** к.т.н., зав кафедрой «Экстракции и рециклинга черных металлов»

#### Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

Аннотация. Проведено экспериментальное исследование поведения фосфора в оксидных расплавах системы CaO-SiO<sub>2</sub>-MgO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> с целью определить возможность газовой дефосфорации оксидных расплавов. Для определения факторов, влияющих на степень удаления фосфора из оксидного расплава в газовую фазу, были проведены серии экспериментов с различной основностью (CaO/SiO<sub>2</sub>) и продувкой N<sub>2</sub>, Ar и смесью CO + CO<sub>2</sub> с различным соотношением CO/CO<sub>2</sub>. В ходе исследования было установлено, что основным фактором, влияющим на переход фосфора из оксидного расплава в газовую фазу, были проведены серии экспериментов с различной основностью (CaO/SiO<sub>2</sub>) и продувкой N<sub>2</sub>, Ar и смесью CO + CO<sub>2</sub> с различным соотношением CO/CO<sub>2</sub>. В ходе исследования было установлено, что основным фактором, влияющим на переход фосфора из оксидного расплава в газ, является основность. При основности, равной 1,0 и ниже, наблюдается газовая дефосфорация оксидного расплава. При большем значении основности переход фосфора из оксидного расплава в газ, при большем значении основности переход фосфора из оксидного расплава в газ не наблюдается. Наблюдаемая закономерность подтверждается расчетами по теории регулярных ионных растворов для кислых шлаков, проведенными для различных значений основности. Расчетным путем установлено, что при основности 1,05 и ниже, активность SiO<sub>2</sub> превышает активность СаО, и SiO<sub>2</sub> вытесняет Р<sub>2</sub>O<sub>5</sub> из прочного соединения с CaO, чем обусловлено создание благоприятных условий для перехода фосфора из оксидного расплава в газовую фазу.

Ключевые слова: газовая дефосфорация, оксидный расплав, теория регулярных ионных растворов, кислый шлак.

*E-MAIL*: iakrasnyanskaya@gmail.com

Известно, что в доменной печи практически весь фосфор, поступающий с шихтовыми материалами, переходит в чугун. В работе [1] впервые показано, что при доменной плавке в газ может переходить до 5–7% фосфора и до 10% и более при плавке ферромарганца. Весь остальной фосфор переходит в металл, а значит единственным способом получить чистый по фосфору чугун – это работа на сырьевых материалах с низким содержанием этого элемента.

Фосфор, попадающий в доменную печь, переходит в чугун, восстанавливаясь по реакциям:

$$Ca_{3}(PO_{4})_{2} + 5C = 3CaO + 2P(g) + 5CO(g);$$
 (1)

$$P(g) + 2Fe = Fe_2P; \qquad (2)$$

$$2 \text{FePO}_4 + 8 \text{C} = \text{Fe}_2 \text{P} + P(g) + 8 \text{CO}(g).$$
 (3)

При 1500 °С изменение энергии Гиббса реакций (1) – (3) и значения констант равновесия будут иметь следующие величины (по данным программы термодинамического моделирования HSC Chemistry 6.0):  $\Delta G_1^0 = 263.3 \text{ кДж/моль};$  $K_{p1} = 1.7 \cdot 10^{-8}; \quad \Delta G_2^0 = -185.6 \text{ кДж/моль}; \quad K_{p2} = 2.9 \cdot 10^5; \quad \Delta G_3^0 = -1292.2 \text{ кДж/моль}; \quad K_{p3} = 1.2 \cdot 10^{38}.$ 

Поскольку восстановление фосфорсодержащих соединений идет одновременно с восстановлением железа, то газообразный элементарный фосфор активно растворяется в свежевосстановленном железе, образуя фосфиды, чему способствует наличие столба шихты в доменной печи. Тем не менее, 5 - 10 % фосфора все же покидают печь с отходящими газами [1]. При основностях шлаков доменного процесса 0,9 - 1,2 в шлаке отсутствуют прочные соединения фосфора, что способствует переходу оставшейся части фосфора в металл. Для эффективной дефосфорации металла в доменных печах с переводом фосфора в шлаковую фазу необходимо поддерживать его основность на уровне 2,5 - 2,7, что практически недостижимо [2].

В ряде процессов жидкофазного восстановления отсутствует столб шихтовых материалов и плавление и восстановление материалов происходит в жидкой шлаковой ванне. Углерод угля восстанавливает железо из оксидов железосодержащих материалов с образованием чугуна, оксиды пустой породы переходят в шлак. Часть легковосстановимых элементов, таких как Zn, Pb, Ag, Na, К восстанавливается и переходит в газопылевую фазу. В работе [3] отмечается, что в процессе Ромелт значительная часть фосфора может оставаться в шлаке (до 65 – 85 % всего поступившего в печь фосфора) и часть фосфора может удаляться с отходящими газами (до 5-10%). Эта особенность поведения фосфора в процессах жидкофазного восстановления использована в процессе Hismelt, в котором степень перехода фосфора в чугун не превышает 10-15 %, и основная часть фосфора переходит в шлак [4].

В целом поведение фосфора в процессах жидкофазного восстановления может быть описано следующим образом. При наличии в системе контактирующих фаз жидкого металла (чугуна) и шлака распределение между ними фосфора определяется температурой, окисленностью (содержание FeO в шлаке) и основностью шлака. Однако в отличие от дефосфорации металла при получении чугуна в жидкофазном процессе говорить надо скорее не о дефосфорации металла, а о создании условий, препятствующих переходу фосфора из шлакового расплава в металл. В жидкофазных процессах окисленность шлака всегда больше, чем в доменном процессе (в доменных шлаках содержание FeO не более 0,5 %, в шлаках процессов Ромелт и HIsmelt – до 6 %). Кроме того, температура конечного металла на 50 – 200 °С меньше, чем в доменной печи и составляет 1300 - 1450 °С (температура доменного чугуна на выпуске 1500 °C). Таким образом, при переработке одинакового сырья в доменных печах и в печах жидкофазного восстановления содержание фосфора в чугуне в последних будет всегда меньше, чем в доменном. Так, в процессе Hismelt типичное содержание фосфора в чугуне 0,02 - 0,04 % [4], аналогично в процессе Ромелт -0,02 % [3].

В процессе Ромелт, в зависимости от величин температуры, основности и окисленности шлака можно создать условия как для перехода фосфора в металл (как в доменной печи), так и в шлак (по аналогии с процессом дефосфорации стали). В опытных плавках [3] в металл переходило до 80 % фосфора при основности 0,65 – 0,75 и содержании Fe<sub>общ</sub> в шлаке 1 – 2 % (коэффициент распределения фосфора (P)/[P] = 0,2 – 0,4). При основности 1,1 – 1,2 в шлак переходило до 65 – 85 % Р, в металл – 5 – 25 %, в газ – 5 – 10 %.

Несмотря на то, что основность шлака в данном процессе намного ниже основности, которую имеют шлаки сталеплавильных процессов (в 2 раза и более), тем не менее удаление фосфора в шлаковую фазу значительно. Многие исследователи отмечают, что эффективность удаления фосфора из металла в шлаковую фазу во многом определяется тем, в какой фазе присутствует фосфор в шлаке [5-7]. По результатам исследований можно сделать общий вывод, что при соотношении в шлаке CaO/SiO<sub>2</sub>, равном 1, фосфор в шлаке находится в аморфной фазе вместе с оксидом железа, оксид кальция связан в монокальциевый силикат с оксидом кремния и в данной фазе фосфор не присутствует. При увеличении основности оксиды кальция и кремния образуют твердый раствор, соответствующий двухкальциевому силикату, и с этим соединением фосфор прочно связывается, вплоть до полного его перехода из аморфной богатой железом фазы в соединение с двухкальциевым силикатом. Такое его распределение обеспечивает максимально эффективную дефосфорацию металла шлаком, а также, по некоторым источникам [8], делает возможным дальнейшее использование сталеплавильных шлаков в качестве альтернативы фосфорной руде для производства фосфора.

Как следует из приведенных литературных данных, при относительно низких основностях (менее 1) фосфор связан не в фосфат кальция, который принято считать самым прочным соединением, способным связать фосфор с компонентами шлака, а остается в аморфной фазе с оксидом железа. Поскольку оксид фосфора при температурах жидкофазного восстановления (1400 – 1500 °C) обладает давлением выше атмосферного, то можно утверждать, что в данном процессе есть условия для его перехода в газовую фазу. Удаление фосфора в газовую фазу исключает возможность дальнейшей рефосфорации металла, а также исключается достижение шлаком предела фосфатной емкости, после которого дальнейшая дефосфорация становится неэффективной.

Из вышеприведенного анализа поведения фосфора в процессах жидкофазного восстановления можно сделать вывод о возможности получения особо чистых по фосфору чугунов, комбинируя окислительные и восстановительные условия, в том числе при разделении шлаковой ванны на плавильную и восстановительную зоны. Авторами была поставлена задача исследовать механизм удаления фосфора в газовую фазу с целью определения возможности получения чистого по фосфору материала в двухзонной печи жидкофазного восстановления. Эксперименты проводились с целью исследовать поведение фосфора в оксидном расплаве, содержащем оксиды CaO, SiO<sub>2</sub>, MgO, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Поскольку состав шлаков жидкофазных процессов типа Ромелт, Hismelt и т.д. аналогичен составу доменного шлака, то в качестве исходных компонентов использовали доменный шлак ОАО «Тулачермет», оксид кремния SiO<sub>2</sub> и фосфорный ангидрид  $P_2O_5$ . Химический состав исходной шихты для проведения экспериментов представлен в табл. 1.

Прежде всего, необходимо было определить, возможен ли переход фосфора в газ в процессе нагрева материалов до образования расплава. Для этого был проведен эксперимент (табл. 2, № 1) без добавления оксида кремния, т. е. на исходной основности шлака и без продувки. Шлак высушивали в сушильном шкафу при температуре 110 °С в течение 1 ч. Затем добавляли фосфорный ангидрид до достижения массового содержания фосфора в смеси 1 % (в пересчете на фосфор). Полученную смесь перемешивали и засыпали в алундовый тигель. Тигель с приготовленной смесью ставили в печь Таммана и нагревали вместе с печью до температуры 1500 °С в течение примерно 5 ч. После полного расплавления материалов тигель с расплавом выдерживали при данной температуре в течение 30 мин. Затем тигель вынимали из печи, расплав выливали в стальную изложницу. После остывания пробу измельчали, истирали в агатовой ступке и проводили химический анализ [спектральный атомно-эмиссионный анализ с индуктивно-связанной плазмой (АЭС-ИСП)]. По результатам химического анализа содержание фосфора в пробе составило 1,0 % (ошибка ±5 % отн.). Таким образом, был сделан вывод, что испарение фосфора при нагревании материалов не происходит, и он целиком переходит в расплав.

Последующие эксперименты были проведены по той же методике, но дополнительно в смесь доменного шлака и фосфорного ангидрида вводили оксид кремния SiO<sub>2</sub> для достижения требуемой основности, а также

Компонент	Содержание, % (по массе) при основности						
	0,7	0,5	0,3				
FeO	0,3	0,2	0,2				
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	20	20				
CaO	26,3	21,5	15,1				
MgO	3,9	3,2	2,2				
SiO <sub>2</sub>	39,7	46,6	55,9				
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3,5	2,8	2,2				
P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	2,3	2,3	2,3				
S	0,9	0,7	0,5				

Таблица 1

Химический состав исхолного доменного шлака

после полного расплавления материала в тигле начинали продувку через фурмы, изготовленные из алундовых трубок и погружаемых в расплав (эксперименты № *1* – *4* проводили без продувки). Расплавленный шлак продували азотом, аргоном, монооксидом и диоксидом углерода, смесями газов при общем количестве подаваемого в расплав дутья 10 л/мин, что достаточно для осуществления барботажа. По ходу продувки отбирали пробы стальным пробоотборником. Эксперименты проводили по следующим вариантам:

- без продувки с различной основностью;

с продувкой инертным газом (азотом или аргоном)
 с различной основностью;

 с продувкой газовой смесью с различным содержанием СО.

Эксперименты № 1 - 4 проводились без продувки. Тигли с расплавом выдерживались в печи при температуре 1500 °С в течение 30 мин после расплавления. В экспериментах № 5 - 10 по ходу продувки отбирали пробы каждые 3 мин, общая длительность продувки – 15 мин. Как показали результаты химического анализа отобранных проб, длительность продувки никак не влияет на скорость удаления фосфора, так как пробы, отобранные в разные периоды продувки, не отличались по содержанию фосфора более чем на величину, равную относительной ошибке химического анализа (±5 % отн.). Наибольшая степень удаления фосфора в

#### Таблица 2

#### Результаты экспериментов

Серия	Номер экспе- ри- мента	Основ- ность	Продувка	Степень удаления фосфора, %*	Время выдерж- ки, мин
	1	1,20	Без продувки	0	30
1	2	0,62	Без продувки	11,6	30
I	3	0,43	Без продувки	87,1	30
	4	0,26	Без продувки	94,7	30
	5	1,20	Аргон	0	15
2	6	0,66	Аргон	2	15
2	7	0,66	Азот	12	15
	8	0,46	Азот	92	15
2	9	0,66	10 % CO + 90 % Ar	6	15
3	10	0,46	50 % CO + 50 % Ar	88	15

\*Отношение разности исходного и конечного содержания фосфора в расплаве к исходному  $\frac{P_{\text{исх.}} - P_{\text{кон.}}}{P_{\text{исх.}}} \cdot 100 \%.$ 

газовую фазу была достигнута при основности расплава, равной 0,29, в отсутствии продувки. Можно заметить, что значительное увеличение степени удаления фосфора наблюдается при снижении основности расплава до значений 0,7 и менее. Изменение характера продувки (содержания СО) не оказывает заметного влияния на степень удаления. Однако из табл. 2 видно, что при одинаковых значениях основности шлакового расплава степень удаления фосфора в газ при продувке азотом больше, чем при продувке аргоном или газовой смесью с добавлением СО. Несмотря на то, что этот факт пока не находит объяснения, очевидна следующая общая тенденция: при снижении основности степень удаления фосфора в газ увеличивается, причем влияние основности является определяющим по сравнению с другими факторами – характер дутья, длительность продувки.

Проведен расчет активности SiO<sub>2</sub>, CaO и P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> в расплаве с использованием теории регулярных ионных растворов для кислых шлаков. В соответствии с методикой, изложенной в работе [9], активность компонентов расплава с содержанием оксида кремния SiO<sub>2</sub>  $\geq$  1/3 определяется по следующим выражениям:

$$a_{\text{SiO}_{2}} = x_{1} \exp\left\{\frac{1}{RT} \left(\sum_{i=2}^{k} x_{i} Q_{1i} - \sum_{i=1}^{k-1} \sum_{j=i+1}^{k} x_{j} x_{j} Q_{jj} + 4\left(4x_{1} - \frac{1}{\varepsilon}\right)\sum_{i=2}^{k} x_{i} q_{i} - 2\left(4x_{1} - \frac{1}{\varepsilon}\right)^{2} \sum_{i=2}^{k} x_{i} q_{i}\right)\right\}; \quad (5)$$

$$a_{Me_{v_{s}}^{+}Q_{v_{s}^{-}}} = x_{i}^{v_{s}^{+}} \exp\left\{\frac{1}{RT}\left(\sum_{i=1}^{s-1} x_{i}Q_{is} + \sum_{i=s+1}^{k} x_{i}Q_{si} - \sum_{i=1}^{k-1} \sum_{j=i+1}^{k} x_{i}x_{j}Q_{jj} - 2\frac{v_{s}^{-}}{v_{s}^{+}}\left(4x_{1} - \frac{1}{\varepsilon}\right)\sum_{i=2}^{k} x_{i}q_{i} - 2\left(4x_{1} - \frac{1}{\varepsilon}\right)^{2}\sum_{i=2}^{k} x_{i}q_{i} + \left(4x_{1} - \frac{1}{\varepsilon}\right)q_{s}\right)\right\},$$
(6)

где s – номер компонента расплава (оксиду кремния соответствует номер 1); k – всего компонентов; x – моль-

Таблица 3

Энергии смешения компонентов, кДж/моль

L'as creases		2	3	4	5	6	7
N	омпонент	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	FeO	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	$P_2O_5$
1	SiO <sub>2</sub>	20	-100	-200	0	0	0
2	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>		-66	-25	0	0	20
3	CaO			30	-10	-39,7	-201
4	MgO				0	-39,7	0
5	FeO					0	0
6	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>						0

ная доля компонента; q – полимеризационные энергетические параметры, Дж/моль; Q – энергии смешения, Дж/моль.

По данным [9 – 11] приняты следующие величины энергий смешения компонентов  $Q_{ii}$  (табл. 3).

В работе [10] предлагаются следующие величины полимеризационных энергетических параметров, кДж/моль:

Компонент 
$$Al_2O_3$$
 CaO MgO FeO Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>  $P_2O_5$   
 $q_i$  0 26,4 34,7 9,6 0 0

По результатам расчетов для различных значений основности (0,4 – 1,2) получены значения активностей SiO, и CaO, представленные на рисунке.

Из рисунка видно, что активность оксида кремния при относительно высокой основности (больше 1,05) меньше активности оксида кальция, при основности  $\approx$  1,05 активности оксидов кремния и кальция примерно равны и с дальнейшим понижением основности активность оксида кремния становится больше активности оксида кальция. Таким образом, можно сделать вывод, что при значениях основности, при которых активность SiO<sub>2</sub> больше активности CaO, оксид кремния «вытесняет» оксид фосфора из соединения с кальцием, и создаются условия для выделения фосфора в газ, что подтверждается экспериментами: при основностях меньше 1,0 наблюдается переход фосфора в газовую фазу.

В работе [12] подробно рассматривались возможность и механизм взаимодействия фосфата кальция  $Ca_3(PO_4)_2$  с  $SiO_2$ . В основном исследования, приведенные в работе, относятся к области твердофазных взаимодействий. Результаты имеющихся на тот момент данных авторы оценили как противоречивые – от полного отрицания возможности протекания реакции разложения фосфата кальция в присутствии кремнезема до почти полного замещения  $P_2O_5$  на SiO<sub>2</sub>. Следует





отметить, что условия, при которых проводились эксперименты, в данной работе остаются не до конца ясными. Так, при указанных температурах (до 1550 °C) система CaO-SiO<sub>2</sub>-P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> может представлять собой как жидкую фазу, так и твердые вещества, что зависит от состава [13]. Однако не вызывает сомнения тот факт, что в присутствии SiO<sub>2</sub> восстановление Са<sub>3</sub>(РО<sub>4</sub>), углеродом идет быстрее [14]. Возможность восстановления Са<sub>3</sub>(РО<sub>4</sub>), углеродом или другими восстановителями (например, Al), в том числе из шлаков сталеплавильного производства, была подтверждена многими исследованиями [14 - 17]. В настоящей работе авторами было экспериментально доказано, что в условиях жидкофазных взаимодействий переход фосфора из оксидного расплава в газ может осуществляться и в отсутствие восстановителя в системе, в таком случае этот процесс определяется отношением CaO/SiO<sub>2</sub> в расплаве.

Если фосфор в газовую фазу переходит не по реакции восстановления фосфата кальция углеродом, то оценим возможность его перехода в газ, например, по следующему механизму:

$$(P_2O_5) = P_2O_{5 (ras)}.$$
 (7)

Прежде всего, рассчитаем величину константы равновесия  $K_p = \frac{P_{P_2O_5(ras)}}{a_{P_2O_5}}$  реакции (7) при 1500 °С. Для составов расплавов, участвующих в эксперименте, активность оксида фосфора примерно одинакова и составляет  $a_{P_2O_5} = 2 \cdot 10^{-4}$  (рассчитана по методике, изложенной в работе [10]). По данным работы [18] теплота испарения ( $\Delta H_{\rm кип}$ ) пентаоксида фосфора составляет 18,7 ккал/моль или 78 540 Дж/моль, температура кипения 605 °С (878 К). Тогда энтропия кипения составит  $\Delta S_{\rm кип} = \Delta H_{\rm кип}/T_{\rm кип} = 89,45$  Дж/моль. Для температуры T = 1773 К изменение энергии Гиббса будет равно:  $\Delta G_T^0 = \Delta H_{\rm кип} - T\Delta S_{\rm кип} = -80\,060,7$  Дж/моль. Поскольку  $\Delta G_T^0 = -RT \ln K_p$ , то  $K_p = 2,29 \cdot 10^2$ .

Подставляя найденное значение константы равновесия и активности  $P_2O_5$  в выражение для константы равновесия реакции (7), получим, что при T = 1773 К парциальное давление оксида фосфора в газовой фазе над шлаковом расплавом  $p_{P_2O_5}$  составит  $4,58 \cdot 10^{-2}$  атм. Поскольку в газовой фазе над тиглем газообразный оксид фосфора  $P_2O_5$  (газ) отсутствует, т.е. его начальное парциальное давление в воздухе  $p_{P_2O_5(возд)} = 0$ , то в системе создаются условия для перехода фосфора в газовую фазу. Подтвердим это следующими соображениями. Запишем выражение для определения химического потенциала оксида фосфора в данной системе:

$$\mu_{P_2O_5} = \mu_{P_2O_5}^0 + RT \ln p_{P_2O_5}.$$

Для рассматриваемой системы

$$\Delta \mu_{P_2O_5} = \mu_{P_2O_5} - \mu_{P_2O_5}^0 = RT \ln p_{P_2O_5}.$$

Для воздуха:

$$\Delta \mu_{\rm P_2O_5}^{\rm BO3G.} = RT \ln 0 \rightarrow -\infty.$$

В неравновесной термодинамике [19] «движущая сила» перехода фосфора из оксидного расплава в газовую фазу выразится уравнением

$$\Delta \mu_{P_2O_5} - \Delta \mu_{P_2O_5}^{\text{BO3JL}} = RT \ln p_{P_2O_5} + \infty \to +\infty.$$

После того, как в газовой фазе появляется некоторое количество паров  $P_2O_{5 (ras)}$ , величина  $p_{P_2O_5 (возд)}$  становится отличной от 0, но горячие газы над тиглем поднимаются вверх и замещаются новой газовой фазой, не содержащей пары  $P_2O_5$ . Таким образом, из оценки величины движущей силы перехода фосфора из шлакового расплава в газовую фазу следует, что в рассматриваемой системе создаются благоприятные условия для осуществления этого перехода.

**Выводы.** На степень удаления фосфора из оксидного расплава главным образом влияет основность: чем выше основность, тем меньше степень удаления фосфора.

Степень дефосфорации слабо зависит от перемешивания расплава аргоном, азотом и смесью CO + CO<sub>2</sub>.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Полулях Л.А. Исследование поведения фосфора в доменной печи с целью получения чугунов с пониженным содержанием примесных элементов: Дис... канд. техн. наук. М.: МИСиС, 2009. 147с.
- Somnat Basu, Ashok Kumar Lahiri, Seshadri Seetharaman // Metallurgical and materials transactions B. 2007. Vol. 38B. P. 357 - 366.
- Процесс Ромелт / В.А. Роменец, В.С. Валавин, А.Б. Усачев и др. – М.: МИСИС, 2005. – 400 с.
- Юсфин Ю.С., Пашков Н.Ф. Металлургия железа. М.: ИКЦ «Академкнига», 2007. – 464 с.
- Pham Kanh Son, Yoshiaki Kashiwaya // ISIJ International. 2008. Vol. 48. No. 9. P. 1165 – 1174.
- Ken-ichi Shimauchi, Shin-ya Kitamura, Hiroyuki Shibata // ISIJ International. 2009. Vol. 49. No. 4. P. 505 - 511.
- 7. Jiang DIAO, Bing XIE, Yonghong WANG and Xu GUO // ISIJ International. 2012. Vol. 52. No. 6. P. 955 959.
- Shimauchi K.-I., Kitamura S.-Y., Shibata H. // ISIJ International. 2009. Vol. 49. No. 4. P. 505 – 511.
- Михайлов Г.Г., Антоненко В.И. Термодинамика металлургических шлаков: Учеб. пособие. М.: Изд. Дом МИСиС, 2013. 173 с.
- Падерин С.Н., Филиппов В.В. Теория и расчеты металлургических систем и процессов: Учеб. пособие для вузов. – М.: МИСиС, 2002. – 334 с.
- Кожеуров В.А. Термодинамика металлургических шлаков. – Свердловск: Металлургиздат, 1955. –164 с.
- 12. Гельд П.В., Есин О.А. Процессы высокотемпературного восстановления. Свердловск: Металлуриздат, 1957. 646 с.
- Торопов Н.А., Барзаковский В.П., Лапин В.В., Курцева Н.Н. Диаграммы состояния силикатных систем:

Справочник. Выпуск первый. Двойные системы: – Л.: Изд. «Наука», 1969. – 822 с.

- 14. Зубков Ю.Ю. Дефосфорация высоколегированных расплавов с целью вовлечения в производство отходов металла и шлака с повышенным содержанием фосфора. Дис...канд. техн. наук. М., 2008. 129 с.
- **15.** Семин А.Е. Дефосфорация и глубокое обезуглероживание высоколегированных расплавов в условиях низкой окисленности: Дис. ...докт. техн. наук. М., 1996. 347 с.
- 16. Min-Oh Suk, Sung-Koo Jo, Seon-Hyo Kim, Kae-Young Lee, Jong-Min Park // Metallurgical and materials transactions B. 2006. No. 37 B. P. 99 – 107.
- 17. Макушин В. Н. Теоретическое и экспериментальное изучение удаления фосфора из нержавеющей стали при минимальных потерях легирующих: Дис...канд. техн. наук. М., 1995. 135 с.
- **18.** Ван Везер. Фосфор и его соединения. / Пер. с англ. М.: Изд. иностранной литературы, 1962.
- 19. Пригожин И., Кондепуди Д. Современная термодинамика. / Пер. с англ. – М.: Мир, 2002. – 461 с.

© 2014 г. И.А. Краснянская, Г.С. Подгородецкий Поступила 20 февраля 2014 г.

## EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF PHOSPHORUS BEHAVIOUR IN CaO-SiO<sub>2</sub>-MgO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> OXIDE SYSTEM

## I.A. Krasnyanskaya, Software Engineer

**G.S. Podgorodetskij**, Cand. Eng., Head of Chair "Extraction and recycling of ferrous metals"

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

## E-MAIL: iakrasnyanskaya@gmail.com

- *Abstract.* The distribution of phosphorus between gaseous phase and liquid oxide melt was investigated in order to determine the ability of gaseous dephosphorization of oxide melts  $CaO-SiO_2-MgO-Al_2O_3-P_2O_5$ . The influence of different factors, such as basicity (CaO/SiO<sub>2</sub>) and CO/CO<sub>2</sub> ratio in the barbotage gas, on the distribution of phosphorus between gaseous phase and liquid oxide melt was clarified during the experiments. It was observed, that the main factor influenced on the evaporation of phosphorus is the basicity. Under condition of low basicity (1.0 and less) gas dephosphoration of oxide melts was observed. The calculation of CaO and SiO<sub>2</sub> activities was carried out using the regular solution model. The activity of CaO is less than activity of SiO<sub>2</sub> when the basicity is less than 1.05, and it confirms the ability of P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> replacement from CaO·P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> compound and as a result the gasification of phosphorus.
- *Keywords*: gaseous dephosphorization, oxide melt, regular solution model, acid slag.

#### REFERENCES

- 1. Poluljah L.A. *Issledovanie povedenija fosfora v domennoj pechi s cel'ju poluchenija chugunov s ponizhennym soderzhaniem primesnyh jelementov* (Study of conduct of phosphorus in blast furnace for producing of cast iron with a low content of impurity elements) or the degree of candidate of technical sciences). Thesis of Cand. Sci. diss. Moscow: MISiS, 2009. 147p.
- Somnat Basu, Ashok Kumar Lahiri, Seshadri Seetharaman. Metallurgical and materials transactions B. 2007. Issue 38B. Pp. 357 – 366.
- 3. Romenec V.A., Valavin V.S., Usachev A.B. etc. *Process Romelt* (Romelt process). Moscow: «MISIS», 2005. 400 p.
- 4. Jusfin Ju.S., Pashkov N.F. *Metallurgija zheleza* (Iron metallurgy). Moscow: IKC «Akademkniga», 2007. 464 p.
- 5. Pham Kanh Son, Yoshiaki Kashiwaya. *ISIJ International.* 2008. Issue 48. No. 9. Pp. 1165 – 1174.
- Ken-ichi Shimauchi, Shin-ya Kitamura, Hiroyuki Shibata. *ISIJ International*. 2009. Issue 49. No. 4. Pp. 505-511.
- 7. Jiang DIAO, Bing XIE, Yonghong WANG and Xu GUO. *ISIJ International*. 2012. Issue 52. No. 6. Pp. 955 959.

- 8. Shimauchi K.-I., Kitamura S.-Y., Shibata H. *ISIJ International*. 2009. Issue 49. No. 4. Pp. 505 511.
- 9. Mihajlov G.G., Antonenko V.I. *Termodinamika metallurgicheskih shlakov: ucheb. Posobie* (Thermodynamics of metallurgical slags: Textbook). Moscow: Izd. dom MISiS, 2013. 173 p.
- **10.** Paderin S.N., Filippov V.V. *Teorija i raschety metallurgicheskih sistem i processov. Uchebnoe posobie dlja vuzov* (Theory and calculations of metallurgical systems and processes. Textbook for universities). Moscow: MISiS, 2002. 334 p.
- 11. K o z h e u r o v V.A. Termodinamika metallurgicheskih shlakov. Statisticheskaja termodinamika ionnyh rastvorov i primenenie ee k metallurgicheskim shlakam (Thermodynamics of metallurgical slag. Statistical thermodynamics of ionic solutions and its application to metallurgical slags). Gosudarstvennoe nauchno-tehnicheskoe izdatel'stvo literatury po chernoj i cvetnoj metallurgii, 1955.
- **12.** Gel'd P.V., Esin O.A. *Processy vysokotemperaturnogo vosstanovlenija* (Process of high-temperature reduction). Gos. nauchnotehn. izd-vo lit-ry po chernoj i cvetnoj metallurgii, Sverdlovskoe otd-nie, 1957. 646 p.
- Toropov N.A., Barzakovskij V.P., Lapin V.V., Kurceva N.N. *Diagrammy sostojanija silikatnyh sistem. Spra*vochnik. Vypusk pervyj. Dvojnye sistemy. (Diagrams of silicate systems. Handbook. Issue 1: Binary systems). Leningrad: Izd. «Nauka», Leningr. otd., 1969. 822 p.
- 14. Z u b k o v J u r i j J u r ' e v i c h . Defosforacija vysokolegirovannyh rasplavov s cel'ju vovlechenija v proizvodstvo othodov metalla i shlaka s povyshennym soderzhaniem fosfora. (Dephosphorization of highalloyed melts to engage in the production of metal and slag waste with a high phosphorus content). Cand. sci. diss. Moscow: 2008. 129 p.
- **15.** S e m i n A.E. *Defosforacija i glubokoe obezuglerozhivanie vysokolegirovannyh rasplavov v uslovijah nizkoj okislennosti* (Dephosphorization and deep decarburization of highalloyed melts in low oxidation terms). Moscow: 1996. 347 p.
- 16. Min-Oh Suk, Sung-Koo Jo, Seon-Hyo Kim, Kae-Young Lee, Jong-Min Park. Metallurgical and materials transactions B. 2006. № 37 B. Pp. 99 – 107.
- 17. Makushin Viktor Nikolaevich. Teoreticheskoe i jeksperimental'noe izuchenie udalenija fosfora iz nerzhavejushhej stali pri minimal'nyh poterjah legirujushhih (Theoretical and experimental study of phosphorus removal from stainless steel with minimum loss of alloying). Cand. sci. diss. Moscow: 1995. 135 p.
- Van Vezer. Fosfor i ego soedinenija (Phosphorus and its compounds). Moscow: Izdatel'stvo inostrannoj literatury, 1962.
- Prigozhin I., Kondepudi D. Sovremennaja termodinamika (Modern Thermodynamics). Moscow: Mir, 2002. 461 p. Received February 20, 2014

УДК 669.245

# МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА НИКЕЛЬКРЕМНИЕВЫХ СПЛАВОВ

## А.А. Лаптев, аспирант М.Ю. Беломытцев, д.т.н., профессор А.И. Лаптев, д.т.н, вед.н.с.

#### Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

Аннотация. Никелькремниевые сплавы находят применение при изготовлении жаростойких покрытий. Однако, в связи с тем, что получение компактных образцов представляет значительные трудности, в литературе недостаточно данных по их механическим свойствам. В представленной работе разработана технология изготовления никелькремниевых сплавов для проведения механических испытаний, заключающаяся в плавлении сплава под давлением, охлаждении сплава под давлением и снижении давления. Изготовлены шлифы образцов с различным химическим составом, проведено изучение их структуры и микротвердости. В результате изучения установлено, что при увеличении содержания кремния до 30 – 40 % микротвердость никелькремниевых сплавов с появлением в структуре фаз NiSi<sub>2</sub> и Si, имеющих высокие значения микротвердости.

Ключевые слова: микротвердость, микроструктура, никелькремниевые сплавы, шлифы, давление, сплавление.

E-MAIL: laptev85@mail.ru

Сплавы никеля с кремнием широко распространены в промышленности в качестве жаростойких покрытий [1], связок алмазных композиционных материалов [2]. Однако их механические свойства изучены недостаточно полно. Это связано с тем, что сплавы с большим содержанием кремния обладают повышенной хрупкостью, имеют большое количество трещин и представляют значительные трудности при изготовлении стандартных образцов для механических испытаний. Особенностью взаимодействия никеля с кремнием является большое количество образующихся промежуточных фаз. Диаграмма состояния системы никелькремний представлена на рис. 1 [3 – 4]. Она состоит из двух твердых растворов Si в Ni и Ni в Si, жидкой



Рис. 1. Диаграмма состояния Ni-Si

фазы и 11 интерметаллидных фаз: Ni<sub>3</sub>Si( $\beta_1$ ), Ni<sub>3</sub>Si( $\beta_2$ ), Ni<sub>3</sub>Si( $\beta_3$ ), Ni<sub>2</sub>Si( $\theta$ ), Ni<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>( $\epsilon_L$ ), Ni<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>( $\epsilon_H$ ), Ni<sub>5</sub>Si<sub>2</sub>( $\gamma$ ), Ni<sub>2</sub>Si( $\delta$ ), NiSi, NiSi<sub>2</sub>( $\alpha$ ), NiSi<sub>2</sub>( $\beta$ ). Фазы Ni<sub>5</sub>Si<sub>2</sub>, Ni<sub>2</sub>Si и NiSi плавятся конгруэнтно при 1282, 1318 и 992 °C соответственно; Ni<sub>3</sub>Si и NiSi<sub>2</sub> – инконгруэнтно при 1165 и 1125 °C соответственно; Ni<sub>3</sub>Si<sub>2</sub> разлагается, не плавясь, при 845 °C.

Некоторые свойства силицидов никеля приведены в табл. 1 [5 – 6].

Изучение термодинамических свойств расплавов, проведенное в работе [4], свидетельствует о сильном химическом взаимодействии в расплаве никель-кремний.

Целью настоящей работы являлось изучение механических свойств сплавов системы никель-кремний.

В процессе проведения эксперимента были использованы следующие основные материалы: - электролитический никель марки H0;

– полупроводниковый кремний чистотой 99,99 %.

Никелькремниевые сплавы готовили плавлением электролитического никеля и полупроводникового кремния в вакуумной индукционной печи фирмы LEYBOLD-HERAEUS мощностью 40 кВт. Использовали алундовые тигли. При изготовлении сплавов было отмечено, что сплавы, содержащие 60, 70 и 100 % Si имели «отрицательную» усадочную раковину. Это свидетельствует о том, что кристаллизация этих сплавов происходила с увеличением удельного объема. На рис. 1 вертикальными линиями обозначены составы сплавов, изучаемых в настоящей работе. Составы изготовленных сплавов и результаты их рентгенофазового анализа представлены в табл. 2. Проведенный рентгенофазовый анализ приготовленных сплавов по-

Фаза	Сингония	Пространственная группа	Структура фаз	Плотность, г/см <sup>3</sup>	К.т.р. 10 <sup>-6</sup> К <sup>-1</sup>	Прочность на растяже- ние, МПа	Прочность на сжатие, МПа	Микро- твердость, ГПа
Ni <sub>3</sub> Si	Кубическая	$O_h^1 - Pm3m$	Cu <sub>3</sub> Au	7,86	11,5	_	_	4,0
Ni <sub>5</sub> Si <sub>2</sub>	Тригональная	_	Ni <sub>5</sub> Si <sub>2</sub>	_	_	_	_	_
$\theta$ -Ni <sub>2</sub> Si	Гексагональная	$D_{6h}^4 - P6_3 / mmc$	Ni <sub>2</sub> In	7,91	17,5	6,0	316	4,4
δ-Ni <sub>2</sub> Si	Ромбическая	$D_{2h}^{16} - Pnma$	δ-Ni <sub>2</sub> Si	7,41	_	_	_	_
Ni <sub>3</sub> Si <sub>2</sub>	Ромбическая	$C_{2\upsilon}^2 - Cmc2_1$	Ni <sub>3</sub> Si <sub>2</sub>	6,74	-	_	_	_
NiSi	Ромбическая	$D_{2h}^{16}$ – Pnma	MnP	5,93	_	6,0	158	4,0
Ni <sub>1,04</sub> Si <sub>1,93</sub>	Кубическая	$O_h^5 - Fm3m$	CaF <sub>2</sub>	4,84	12,1	_	_	10,2

Свойства силицидов никеля [5 – 6]

Таблица 2

Таблица 1

#### Химические и фазовые составы никелькремниевых сплавов

Hower	Содержание эле	мента в сплаве,	Фазовые составы сплавов			
сплава	Ni, % масс. (ат.)	Si, % масс. (ат.)	По данным рентгенофазового анализа	По диаграмме состояния		
1	75(59)	25(41)	$Ni_{3}Si_{2}$ (100)	$Ni_{3}Si_{2}(100)$		
2	71(54)	29(46)	Ni <sub>3</sub> Si <sub>2</sub> (30) NiSi (70)	Ni <sub>3</sub> Si <sub>2</sub> (33) NiSi (67)		
3	67,2(49,2)	32,8(50,8)	NiSi (96) NiSi <sub>2</sub> (4)	NiSi (97) NiSi <sub>2</sub> (3)		
4	58,3(40)	41,7(60)	NiSi (34) NiSi <sub>2</sub> (66)	NiSi (42) NiSi <sub>2</sub> (58)		
5	51,2(32,8)	48,8(67,2)	NiSi (25) NiSi <sub>2</sub> +Si (75)	NiSi <sub>2</sub> (100)		
6	40(24)	60(76)	NiSi (8) NiSi <sub>2</sub> (57) Si (35)	NiSi <sub>2</sub> (79) Si (21)		
7	30(18)	70(82)	NiSi (1) NiSi <sub>2</sub> (49) Si (50)	NiSi <sub>2</sub> (59) Si (41)		

казал их хорошее соответствие диаграмме состояния (см. рис. 1). Поскольку сплавы получаются трещиноватыми и не пригодными для механических испытаний, их дробили, усредняли по составу и методом горячего спекания готовили образцы для механических испытаний.

Образцы никелькремниевых сплавов различных составов получали в камере высокого давления с применением реакционной ячейки типа «чечевица» [7]. Реакционную ячейку собирали по схеме, представленной на рис. 2. Спекание порошков сплавов с различным содержанием никеля и кремния проводили следующим образом: реакционную ячейку помещали в камеру высокого давления, проводили нагружение давлением, равным 4 ГПа, производили нагрев до температуры 1400 °С электрическим током, подводимым к реакционной ячейке. Выдержка осуществлялась в течение 10 с, затем отключали нагрев и снижали давление.

После спекания образцы извлекали, изготавливали шлифы, изучали микроструктуру и определяли микротвердость. Испытание шлифов на микротвердость проводили методом восстановленного отпечатка на приборе ПМТ-3 при нагрузке 2 Н. Результаты измерений микротвердости никелькремниевых сплавов представлены на рис. 3.

По приведенной на рис. З зависимости видно, что с увеличением процентного содержания кремния сначала происходит уменьшение микротвердости. Наименьшее значение микротвердости 5,0 – 6,0 ГПа наблюдается у сплава с 30 – 40 % Si. Полученные результаты могут быть объяснены особенностями диаграммы состояния Ni – Si, для которой характерно наличие нескольких химических соединений в интервале концентраций кремния от 15 до 40 %.



Рис. 2. Схема реакционной ячейки для изготовления образцов никелькремниевых сплавов для механических испытаний: *I* – твердосплавные пуансоны (ВК-6); *2* – контейнер из литографского камня (CaCO<sub>3</sub>); *3* – графитовый нагреватель (МГОСЧ); *4* – спрессованные таблетки BN<sub>гекс</sub>; *5* – смесь порошков сплавов Ni–Si

Для микротвердости кремния получено значение 11,3 ГПа, что соответствует данным работы [8], в которой приводится микротвердость кремния вдоль кристаллографического направления (111), равная 11 – 12 ГПа.

Для выявления микроструктуры образцов применяли химическое травление. Для сплавов l - 4 использовали смесь азотной и соляной кислот (10 мл HNO<sub>3</sub> + + 30 мл HCl). Для травления сплавов 5 - 7 применяли смесь 30 мл HNO<sub>3</sub> + 30 мл H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> + 10 мл HF [9]. Фотографии микроструктур, полученные с помощью микроскопа Axiovert 40MAT при увеличении 200, представлены на рис. 4.

При анализе микроструктуры было обнаружено, что в сплавах 58,2 % Ni – 41,8 Si, 40 % Ni – 60 % Si, 30 % Ni – 70 % Si наблюдается дендритная структура. В сплаве 51,2 % Ni – 48,8 % Si присутствуют равноосные зерна интерметаллида NiSi<sub>2</sub>.

**Выводы.** Разработана технология изготовления никелькремниевых сплавов для проведения механических испытаний, заключающаяся в плавлении сплава под давлением, охлаждении сплава под давлением и снижении давления.

В результате изучения свойств никелькремниевых сплавов установлено, что при увеличении содержания кремния до 30 - 40 % микротвердость снижается до 5,5 - 6,0 ГПа, при дальнейшем увеличении содержания кремния микротвердость значительно повышается, что связано с появлением в структуре фаз NiSi<sub>2</sub> и Si, имеющих высокие значения микротвердости.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Jarrige I., Delaunay R., Jonnard P. // Solid state communications. 2005. No. 136. P. 11 – 15.



Рис. 3. Зависимость микротвердости никелькремниевых сплавов от их состава (нагрузка 2H)



Рис. 4. Микроструктуры образцов сплавов системы никель–кремний с содержанием кремния, %:  $a - 25; 6 - 29; e - 41,7; 2 - 48,8; \partial - 60; e - 70$ 

- 2. Лаптев А.А., Степарёва Н.Н., Полушин Н.И., Беломытцев М.Ю. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 1. С. 31 – 36.
- 3. Du Y., Schuster J.C. // Metall. Mater. Trans. A. 1999. No. 30. P. 2409 2418.
- Tokunaga T., Nishio K., Ohtani H., Hasebe M. // Computer Coupling of Diagrams and Thermochemistry. 2003. No. 27. P. 161 – 168.
- 5. Самсонов Г.В., Дворнина Л.А., Рудь Б.М. Силициды. – М.: Металлургия, 1979. – 272 с.
- Самсонов Г.В., Винницкий И.М. Тугоплавкие соединения: Справ. М.: Металлургия, 1976. 500 с.
- Елютин А.В., Беломытцев М.Ю., Лаптев А.А. и др.// Изв. вуз. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2012. № 4. С. 47 – 51.
- Концевой Ю.А., Литвинов Ю.М., Фаттахов Э.А. Пластичность и прочность полупроводниковых материалов и структур. – М.: Радио и связь, 1982. – 240 с.
- Коваленко В.С. Металлографические реактивы. М.: Металлургия, 1981.

© 2014 г. А.А. Лаптев, М.Ю. Беломытцев, А.И. Лаптев Поступила 27 марта 2014 г.

## MECHANICAL PROPERTIES OF NICKEL-SILICON ALLOYS

*A.A. Laptev*, Postgraduate *M.Yu. Belomyttsev*, Dr. Eng., Professor *A.I. Laptev*, Leading Researcher

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

E-MAIL: laptev85@mail.ru

Abstract. Ni–Si alloys are used in the manufacture of heat-resistant coatings. However, due to the fact that the production of compact specimens presents considerable difficulties are insufficient data in the literature on their mechanical properties. In this work, the manufacturing techniques Ni–Si alloys for mechanical testing, which consists in melting the alloy under pressure, cooling the alloy under pressure and pressure drop. Polished sample was made of samples with different chemical composition, their structure and microhardness were studied. As a result, the study found that by increasing silicon content up to 30 – 40 % microhardness Ni–Si alloys decreases to 5.5 – 6.0 GPa, with a further increase in the silicon content microhardness increases significantly, due to the presence of the phase structure NiSi<sub>2</sub> and Si, that have high microhardness values. *Keywords*: microhardness, microstructure, Ni-Si alloys, polished sample,



#### REFERENCES

1. Jarrige I., Delaunay R., Jonnard P. Solid state communications. 2005. № 136.pp. 11-15.

- Laptev A.A., Steparjova N.N., Polushin N.I., Belomytcev M.Ju. Izvestija vysshih uchebnyh zavedenij. Chernaja metallurgija. 2011. № 1. Pp. 31-36.
- 3. Du Y., Schuster J.C. Experimental investigation and thermodynamic descriptions of the Ni–Si and C–Ni–Si systems. Metall. Mater. Trans. A. 1999. № 30. Pp. 2409 – 2418.
- 4. Tokunaga T., Nishio K., Ohtani H., Hasebe M. Thermodynamic assessment of the Ni-Si system by incorporating ab initio energetic calculations into the CALPHAD approach. Computer Coupling of Diagrams and Thermochemistry. 2003. № 27. Pp. 161 – 168.
- Samsonov G.V., Dvornina L.A., Rud'B.M. Silicidy (Silicides). Moscow: Metallurgija, 1979. 272 p.
- 6. Samsonov G.V., Vinnickij I.M. *Tugoplavkie soedinenija:* Spravochnik (Refractory compounds: Handbook). Moscow: Metallurgija, 1976. 500 p.
- Eljutin A.V., Belomytcev M.Ju., Laptev A.A.etc. Izv. VUZov. Poroshkovaja metallurgija i funkcional'nye pokrytija. 2012. № 4. Pp. 47 – 51.
- 8. Koncevoj Ju.A., Litvinov Ju.M., Fattahov Je.A. *Plastichnost'i prochnost' poluprovodnikovyh materialov i struktur* (Ductility and strength of semiconductor materials and structures). Moscow: Radio i svjaz', 1982. 240 p.
- 9. K o v a l e n k o V.S. *Metallograficheskie reaktivy* (Metallographic reagents). Moscow: Metallurgija, 1981

Received March 27, 2014

# ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

УДК 519.876

# ДИАЛОГОВАЯ ПРОЦЕДУРА ОПЕРАТИВНОГО ПЛАНИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОПЕРАЦИЙ СЛОЖНОГО МНОГООПЕРАЦИОННОГО ПРОИЗВОДСТВА

## **С.Я. Фомин,** д.т.н., профессор кафедры АСУ **Ю.В. Силакова,** студент

#### Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

Аннотация. Представлена структура диалоговой процедуры оперативного планирования операций изготовления холоднодеформированных труб. Генерация и поиск приемлемых графиков загрузки рабочих мест реализованы с помощью генетического алгоритма, позволяющего достаточно быстро решать сложные слабоструктурированные оптимизационные задачи в режиме, близком к режиму реального времени.

Ключевые слова: диалоговая процедура, генетический алгоритм, технологический маршрут, математическая модель.

## *E-MAIL*: stan.fomin2010@yandex.ru

Сложность решения актуальной проблемы эффективности автоматизации процессов принятия оперативных решений в АСУ производственными комплексами (ПК) объясняется, в первую очередь, большой размерностью слабоструктурированных задач нижнего уровня иерархии АСУ ПК. На рынке разработанных инструментальных средств активно предлагаются так называемые MES-системы (Manufacturing Execution System) [1]. При этом разработчики рекомендуют пользователям ограничивать область применения MES-систем для решения задач оперативной загрузки рабочих мест (PM) ПК до 200 агрегатов и 10 000 технологических операций на интервалах сменно-суточного планирования работ.

Построение «плотных» графиков загрузки РМ ПК в MES-системах основано на использовании эвристических алгоритмов, поскольку быстродействующие аналитические алгоритмы имеют полиномиальную вычислительную сложность и ориентированы на упрощенные модели без учета разнообразной специфики ПК. Эвристические алгоритмы, представленные в описании MES-систем, работают по общей схеме: вначале ищется допустимое решение с учетом некоторых ограничений и принятого критерия. Затем полученное решение оптимизируется на последующих этапах. Однако «подробности» схем работы таких алгоритмов являются «коммерческой тайной» разработчиков [1]. Отсутствие необходимых «подробностей» является определенным препятствием эффективной адаптации функциональных возможностей MES-систем к решению задач оперативного управления сложным многономенклатурным многооперационным производством, каковым является производство холоднодеформированных (ХД) труб.

Существенным фактором является и весьма высокая стоимость программно-алгоритмического комплекса MES-системы. В этом аспекте представляет интерес реализация альтернативного подхода к решению проблемы автоматизации процессов оперативной загрузки рабочих мест производства ХД труб путем создания локальных автоматизированных рабочих мест (APM) для оперативного персонала, оснащенного соответствующим программно-алгоритмическим инструментарием.

Особенность производства ХД труб связана с использованием множества многооперационных технологических маршрутов (ТМ), структурное и количественное разнообразие которых определяется различным сочетанием способов холодной прокатки с оправочным и безоправочным волочением. Структура диалоговой процедуры построения оптимальных и субоптимальных ТМ изготовления ХД труб с помощью метода динамического программирования приведена в работах [2, 3]. Математическая модель оптимизации ТМ включает такие характеристики, как ресурс пластичности металла деформируемой трубы, прочностные характеристики рабочего инструмента, качество наружной и внутренней поверхности труб, расход металла и технологические затраты.

Таким образом, реальному оперативному персоналу – лицам принимающим решения (ЛПР) представляется широкий спектр ТМ при выборе оперативных решений в конкретных производственных ситуациях: назначение в обработку на конкретное РМ (агрегаты) пакетов труб планового задания, разрешение конфликтных ситуаций, связанных с дефицитом некоторых ресурсов (отсутствие готовых калибров станов холодной прокатки труб конкретной калибровки, дефицит рабочего времени агрегата для выполнения конкретной технологической операции на конкретном проходе TM и др.). Однако такое исходное множество альтернатив (ИМА) порождает большую размерность задачи (тысячи вариантов) оперативного планирования загрузки PM (тысячи вариантов). При этом требуется надежный прогноз реализации возможных назначений в условиях существенной информационной неопределенности. Жестким условием решения задачи является ограниченное время решения, близкое к режиму реального времени хода производственного процесса.

Для решения задач такого класса предпочтительны приближенные эвристические методы [1]. Адекватный учет условия информационной неопределенности реализуется введением элемента случайности. К эвристическим методам стохастической оптимизации относятся генетические алгоритмы (ГА).

В общем случае ГА не гарантируют нахождения строго оптимального решения для очень трудных задач. Однако с их помощью можно получать достаточно «хорошие» (приемлемые) решения. Поэтому ГА оказываются наиболее приемлемыми для поиска «хороших» оценок оперативного плана производства при достижении компромисса между качеством решения и вычислительными затратами (одно из существенных достоинств данного метода). Высокая скорость работы ГА способствует эффективному применению их в задачах принятия решений в режиме реального времени или близком к нему. Кроме того, ГА не нуждаются в полном знании о свойствах пространства поиска. Достаточно определить способ оценки качества получаемых решений. Указанные свойства ГА явились основанием адекватного использования такого подхода при разработке диалоговой процедуры принятия оперативных решений по управлению производством ХД труб. При этом эффективность применения ГА в большей степени определяется с учетом специфики конкретного производства: способы кодирования решений, используемые генетические операторы и их параметры.

Рассмотрим основные компоненты укрупненной структуры ГА (рис. 1), синтезирующие функции традиционной процедуры поиска оптимального решения: генерацию альтернатив и работы решающего правила.

Популяция - конечное множество решений задачи: альтернативные варианты назначения продукции планового задания на РМ в соответствии с операциями ТМ. Этапы популяции состоят из последовательностей поколений. Особи, входящие в популяцию, представлены в ГА хромосомами с закодированным в них множеством параметров задачи (подмножества ТМ, включая их возможные фрагменты). Через оценку каждой особи оценивается качество оперативных планов загрузки РМ в соответствии с выбранным критерием. Хромосома содержит упорядоченную последовательность генов, отображает последовательность технологических операций ТМ соответствующей длины. Ген представляет конкретное РМ, значение которого (аллель) выбирается из множества {0, 1}, указывает присутствие/отсутствие технологической операции в структуре ТМ. Локус указывает конкретную позицию (место) размещения каждого гена в хромосоме (конкретная операция на конкретном проходе ТМ в хромосоме).

Генотип – набор хромосом особи. В зависимости от принятого правила генерации альтернатив графиков оперативного назначения пакетов ХД на операции ТМ в особях популяции кодируются генотипы, либо единичные хромосомы. Фенотип – набор значений показателей, соответствующий данному генотипу (декодированная структура), является решением задачи.

Качество закодированных решений («приспособленность» каждой особи) оценивается целевой функцией (ЦФ) вида

$$f_i = f(G_i),\tag{1}$$

где  $G_i = \{g_k : k = 1, 2, ..., N\}$  – хромосома *i*-ой особи;  $g_{ik}$  – значение *k*-ого гена *i*-ой особи; N – число генов в хромосоме.

Селекция хромосом заключается в выборе на основе значений ЦФ, полученных на предыдущем этапе, тех хромосом особей, которые будут участвовать в создании «потомков» для следующей популяции, т.е. для очередного поколения. В процессе направленной селекции «наилучшие» кодировки копируются в популяцию следующих поколений чаще, чем «наихудшие». Идет последовательная генерация альтернативных графиков загрузки РМ. На каждой итерации работы ГА улучшается качество популяций в направлении достижения приемлемого решения. Чем больше значение  $f_i$ , тем выше качество хромосомы.



Рис. 1. Укрупненная структура генетического алгоритма

Среди методов селекции выделяют рулеточную селекцию, турнирный отбор, элитный отбор.

В рулеточной селекции вероятность *P<sub>i</sub>* принять участие *i*-ой особи в скрещивании пропорциональна отношению ее «приспособленности» к суммарной «приспособленности» популяции:

$$P_i = \frac{f_i}{\sum_{i=1}^{M} f_i},$$
(2)

где М – число особей.

Элитные методы отбора гарантируют выживание наилучшего из лучших членов популяции. Наиболее распространена процедура сохранения только одной лучшей особи.

В задаче оперативного планирования загрузки рабочих мест в цехе ХД труб использован элитный отбор, который логически соответствует генерации оптимальных и субоптимальных ТМ методом динамического программирования [2, 3].

Скрещиванию (С) подвергаются отобранные в результате селекции родительские особи. На первом этапе С хромосомы выбираются из родительской популяции и объединяются случайным способом в пары с вероятностью скрещивания  $P_c$ . Затем для каждой пары отобранных родителей разыгрывается позиция гена (локус) в хромосоме, определяющая точку скрещивания и с вероятностью  $P_c$  применяется генетический оператор кроссинговер (КР). Существует несколько типов операторов КР.

При использовании одноточечного КР случайным образом выбирается одна из возможных точек разрыва (точка разрыва – участок между соседними битами в строке). Обе родительские структуры разрываются на два сегмента в этой точке. Затем сегменты различных родителей обмениваются и образуется два генотипа потомков (рис. 2). Возможные точки разрыва определяются экспертно (заранее), исходя из специфики объектной задачи. Это может быть разбиение многопроходного ТМ (возможность разветвления технологического потока из точки разрыва по разным ветвям, возможность перехода из точки разрыва к завершению технологического потока по другому ТМ, возможность разведения технологического потока по разным временным интервалам изготовления заказа частями при сохранении структуры ТМ и др.).



Точка разрыва

Рис. 2. Пример одноточечного кроссинговера

Оператор мутации вносит случайные изменения в хромосомы особей. При одноточечной мутации в каждой хромосоме, которая подвергается мутации, каждый бит с вероятностью  $P_m$  изменяется на противоположный. Оператор инверсии реализует перестановку генов в обратном порядке внутри наугад выбранного участка хромосомы (в частности, на конкретном РМ изменяет порядок обработки пакетов труб на противоположный). Оператор транслокации переносит какой-либо участок хромосомы в другой сегмент этой же хромосомы (в частности, перенос фрагмента очереди обработки пакетов труб в другой ряд дискретов горизонта планирования).

В двухточечном КР выбираются две точки разрыва. Родительские хромосомы обмениваются сегментом, находящимся между этими точками (в частности, это может быть перенос деформации трубы при заготовке стенки трубы со стана холодной прокатки на волочильные станы при дефиците рабочего времени станов ХПТ).

На каждой очередной итерации ГА определяются значения ЦФ для всех хромосом популяции. После чего проверяется условие останова алгоритма и фиксируется результат в виде хромосомы с экстремальным значением ЦФ, либо осуществляется переход к следующему шагу ГА – селекции.

Рассмотрим формальную постановку задачи оперативного сменно-суточного планирования производства холоднодеформированных труб. В общем виде указанная задача заключается в следующем.

Множество пакетов труб каждого *j*-ого вида (водопроводные, котельные и др.) требуется обработать на *m* рабочих местах в соответствии с ТМ. Обработка каждого пакета *j*-ого вида труб на каждом проходе ТМ требует выполнения последовательности технологических операций  $r_j$  на соответствующих РМ. Информация о содержании ТМ задана матрицей  $G = |g_{ij}|$  размерности  $(m \times n)$ , элементами которой являются порядковые номера операций ТМ:  $g_{ij} \in \{0, 1, ..., r_j\}$ ;  $i = \overline{1, m}$ ;  $j = \overline{1, n}$ .

Если *j*-ый вид труб должен, согласно структуре ТМ, обрабатываться на *i*-ом РМ (операции: прокатка, термическая и химическая обработка и т.п.) в первую очередь, то соответствующий элемент матрицы  $g_{ij} = 1$ , если во вторую очередь, то  $g_{ij} = 2$  и т.д. Если пакеты *j*-ого вида труб не требуют обработки на *i*-ом РМ, то  $g_{ij} = 0$ .

Продолжительности операций заданы матрицей  $T = |t_{ij}|$  размерности  $(m \times n)$ , элементами которой являются нормированные длительности обработки пакетов *j*-ых видов труб на *i*-ом РМ. Длительности переналадок (перевалок и т.п.) на агрегатах РМ заданы трехмерной матрицей  $\Phi = (f_{ij1j2})$  размерности  $(m \times n \times n)$ , каждый элемент которой  $f_{ij1j2}$  является нормированной длительностью переналадки агрегата *i*-ого РМ при переходе от обработки пакета *j* первого вида труб к обработке пакета *j* второго вида.

Введем обозначения:  $N_i$  – множество пакетов, которые должны быть обработаны на *i*-ом PM; p – индекс пакета, назначенного на *i*-ое PM ( $p = 1, 2, ..., N_i$ ); A(j) – множество

пакетов *j*-ого вида труб; k – индекс конкретного пакета *j*ого вида труб (k = 1, 2, ...); L – множество оптимальных и субоптимальных ТМ обработки *k*-ого пакета ( $l \in L$ );  $S_{ik}$  – время начала обработки k-ого пакета на i-ом PM;  $F_{i,k}$ время завершения обработки k-ого пакета на i-ом PM;

 $x_{ikp} = \begin{cases} 1, \text{ если } k$ -ый пакет обрабатывается на *i*-ом РМ, в *p*-ой очереди;

0 – в противном случае.

Критериальной оценкой качества назначений в обработку пакетов ХД труб принят минимум времени выполнения планового задания:

$$F_{ik} = \min \max_{ik} S_{ik} + \sum_{i=1}^{L} \sum_{p=1}^{N_i} t_{ij} x_{ikp},$$
  
{j: k ∈ A(j), для всех i, k}; (3)

при ограничениях:

$$F_{ik} \leq \sum_{i:g_{ij}=g_{ij}+1} \sum_{p=1}^{N_i} S_{ik} x_{ikp}, \{j: k \in A(j), \text{ для всех } i, k\}; (4)$$

$$S_{ik} \ge 0$$
для всех *i*, *k*; (5)

$$\sum_{k} x_{ikp} - \sum_{k} x_{ikp+1} \ge 0, \ p = 1, \ 2, \ ..., \ N_i - 1, \ для \text{ всех } i; \ (6)$$

$$\sum_{k} x_{ikp} \le 1, \ p = 1, \ 2, \ ..., \ N_i, \$$
для всех *i*; (7)

$$\sum_{(i:g_{ij})\in c} \sum_{p=1}^{N_k} x_{ikp} = 1, \ c = 1, \ ..., \ r_j, \ \left\{j: k \in A(j)\right\}, \ \text{для всех } k, (8)$$

где c – строка матрицы  $G = |g_{ii}|$ .

Согласно ограничению (4), обработка пакета на соответствующем РМ может начаться только после завершения обработки на предшествующем РМ в последовательности ТМ. Ограничение (5) означает, что к моменту начала выполнения производственной программы все пакеты готовы к обработке на соответствующих операциях ТМ. Ограничение (6) означает, что (p + 1)-я операция ТМ на *i*-ом РМ может быть назначена только после р-ой операции. Ограничение (7) фиксирует тот факт, что на конкретное РМ может быть назначено одновременно не более одной операции (обработка пакета). Соответственно, ограничение (8) означает, что обработка пакета на данном проходе (операции) ТМ выполняется только на одном РМ (агрегат).

В таблице график загрузки операторов РМ, представленный трехмерным массивом, является особью ГА:

$$X = \{x_{ii}\}, i = 1, ..., k, j = 1, ..., d_{\text{KOH}}.$$
 (9)

Элементом хромосомы (геном) x<sub>іі</sub> является строка, которая соответствует одному пакету труб, указывает на каком РМ (агрегате) пакет обрабатывается и в каком дискрете времени  $\Delta T$  на горизонте планирования.

График загрузки операторов рабочих мест

		Плановые					
Номер	1	2		d		d <sub>кон</sub>	уровни
пакета		Опера	аторы р	рабочих	к мест		загрузки
	1	2		j		n	
1.	1	1		0		1	Рпл
i.							Рплі
<i>k</i> .							Рплк

Строка таблицы – последовательность единиц и нулей (1 – есть обработка *i*-го пакета *j*-ым оператором, 0 – нет). *Р*<sub>ппі</sub>, (*i* = 1,*k*)) – плановый объем продукции *i*-го вида труб, таким образом в ГА ген  $x_{ii} = 11001...001$ .

dxn

Длина строки равна  $d \times n$ , где n – число операторов, d – число дискретов времени  $\Delta T$ . Первый элемент строки соответствует первому дискрету первого оператора, второй элемент – первому дискрету второго оператора и т.д. Начальное поколение – это случайным образом сгенерированный набор хромосом. Генерация производится по строкам матрицы. Случайным образом выбирается определенное количество PM, на которые назначается в обработку пакет (фиксируется число 1, на свободные РМ – 0). Решения, не удовлетворяющие ограничениям, исключаются из популяции.

Укрупненная структура диалоговой процедуры оперативного планирования рациональной загрузки рабочих мест производства холоднодеформированных труб представлена на рис. 3.

Программное обеспечение (ПО) диалоговой процедуры реализовано на языке программирования VBA (Visual Basic for Application). Язык, встроенный в приложения Microsoft Office, ориентирован на пользователей, не имеющих специальной подготовки по программированию. Программный инструментарий «Советчик мастера» предназначен для АРМ оперативного персонала цехов, производящих холоднодеформированные трубы. Проверка работы ПО на сменном горизонте планирования (96 пятиминутных дискретах управления) показала высокий уровень быстродействия. Оперативный план загрузки 650 пакетов труб на 54 PM производственного комплекса при использовании 180 вариантов оптимальных и субоптимальных технологических маршрутов потребует 5,4 мин машинного времени. Исключение из числа альтернативных ТМ 30 % многопроходных ТМ позволило сократить общее время расчета до 3,8 мин. Анализ показал, что качество полученных решений тем выше, чем больше число особей, с которыми работает ГА, поскольку больше объем ИМА. Однако,



Рис. 3. Укрупненная структура диалоговой процедуры оперативного планирования рациональной загрузки рабочих мест производства ХД труб

начиная с определенного момента, дальнейшее увеличение числа особей (например, подмножества ТМ) не оказывает существенного влияния на качество решений. В результате проведенных экспериментов с программным комплексом «Советчик мастера» ХД труб определены рациональные значения следующих параметров ГА: размер начальной популяции, размер элитной выборки, вероятность применения оператора кроссинговера, вероятность применения оператора мутации.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Фролов Е.Б., Загидуллин Р.Р. // Новости корпоративных информационных систем и приложений. http://erpnews.ru/ doc2689.html (дата обращения: 20.01.2013)
- Фомин С.Я. //Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 3. С. 48 – 55.
- Фомин С.Я., Белякова Ю.С. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 5. С. 58 – 62.

© 2014 г. *С.Я. Фомин, Ю.В. Силакова* Поступила 12 ноября 2013 г.

## INTERACTIVE OPERATIONAL PLANNING PROCEDURE OF THE TECHNICAL OPERATIONS IN THE COMPOUND MULTIOPERATIONAL MANUFACTURING

*S.Ya. Fomin, Dr. Eng., Professor of the Chair of ACS Yu.V. Silakova, Student* 

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

E-MAIL: stan.fomin2010@yandex.ru

*Abstract.* The structure of interactive operational planning procedure of the technological cold-shaped pipes manufacturing is presented. Generation and search of acceptable schedules of loading of workplaces are realized by using the genetic algorithm, allowing quickly enough to solve complex semistructured optimization challenges in a mode close to a mode of real time.

*Keywords*: interactive procedure, genetic algorithm, technological route (track), mathematical model.

#### REFERENCES

- Frolov E.B., Zagidullin R.R. MES-sistemy. Vid «sverhu», vzgljad iznutri. 12 news: Novosti korporativnyh informacionnyh sistem i prilozhenij (View "from above", a look inside. 12 news: News of corporate information systems and applications). Available at URL: http://erpnews.ru/doc2689.html (Accessed 20.01.2013)
- Fomin S.Ja. Izvestija VUZov. Chernaja metallurgija. 2013. № 3. Pp. 48 – 55.
- 3. Fomin S.Ja., Beljakova Ju.S. Izvestija VUZov. Chernaja metallurgija. 2013. № 5. Pp. 58-62.

Received November 12, 2013

## УДК 621.365.2

# МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФОРМЫ ДУГ ПРИ ИХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ. СООБЩЕНИЕ 2

**И.М. Ячиков**, д.т.н. профессор кафедры «Вычислительная техника и программирование» **Е.М. Костылева**, инженер-программист управления информационных технологий и ACV

#### Магнитогорский государственный технологический университет (Магнитогорск, Россия)

Аннотация. Предложена математическая модель и алгоритм расчета для нахождения коэффициентов полинома, описывающего формы осей электрических дуг для случаев двух или трех дуг постоянного тока или среднего положения дуг трехфазного переменного тока, горящих между электродами и токоподводящей поверхностью. Создано программное обеспечение, позволяющее приближенно рассчитать формы осей столбов при электромагнитном взаимодействии двух и трех дуг. Приведены результаты моделирования для аргоновых дуг. Установлено, что при взаимодействии дуг с протекающими по ним одинаковыми токами, форма оси столба дуги зависит от рода тока, количества дуг и расстояния между ними и слабо зависит от значения силы тока.

*Ключевые слова*: электрическая дуга, трехфазный переменный ток, токопроводящая поверхность, форма электрической дуги, электромагнитное взаимодействие.

*E-MAIL*: jachikov@mail.ru

В настоящее время в металлургической промышленности используется множество различных печей, в которых источником тепла служат электрические дуги постоянного или трехфазного переменного тока промышленной частоты. Эти печи могут использовать несколько одновременно горящих дуг и отличаться количеством электродов и родом используемого тока. Так, в дуговых и плазменных печах источниками тепла могут являться две или три дуги постоянного тока. В дуговых сталеплавильных печах, рудотермических и рудовосстановительных печах, питаемых трехфазным током, одновременно могут гореть три и даже шесть дуг.

При конструировании дуговых и плазменных печей необходимо учитывать форму дуг, зависящую как от условий их горения и теплообмена, так от электромагнитных сил, которые определяются величиной протекающих токов, длиной дуг, расстоянием между ними и конструкцией токоподводов. В работах [1, 2] рассмотрен случай электромагнитного взаимодействия двух дуг постоянного тока, горящих между параллельными катодами и токоподводящей поверхностью. Получены дифференциальные уравнения и предложены алгоритмы для их решения и определения формы электрических дуг [3 – 8]. Однако электромагнитное взаимодействие двух дуг постоянного тока не охватывает всех возможных вариантов взаимного влияния нескольких дуг, встречающихся в промышленных агрегатах.

Целью работы является разработка алгоритмов расчета и моделирование формы осей двух или трех электрических дуг постоянного или трехфазного переменного токов, горящих между электродами и токоподводящей поверхностью. Электромагнитное взаимодействие дуг определяется уравнением равновесия элемента столба дуги [1, 2]

$$d\vec{F}_{1-2} + d\vec{F}_{1-1} + d\vec{F}_{1-1} = 0, \qquad (1)$$

где  $d\vec{F}_{1-2}$  – сила взаимодействия элемента дуги с другой дугой (или другими дугами),  $d\vec{F}_{1-1}$  – сила взаимодействия элемента дуги с самим собой,  $d\vec{F}_{1-\mu}$  – центробежная сила, стремящаяся выпрямить столб дуги.

Рассмотрим электромагнитное взаимодействие двух дуг, через которые протекают постоянные или переменные токи.

Характер взаимодействия двух дуг, через которые протекают постоянные токи  $I_1$ ,  $I_2$ , представлен на рис. 1. Вектор электромагнитной силы  $d\vec{F}_{1-2}$ , действующей на элемент дуги  $d\vec{l}_1$  со стороны второй дуги, находится в плоскости *уОz*. Он перпендикулярен  $d\vec{l}_1$ , для случая однонаправленных токов имеет направление, показанное на рис. 1, *a*, для случая противоположно направленных токов направление, показанное на рис. 1, *б*, а его модуль равен [1]

$$\left| d\vec{F}_{1-2} \right| = \chi I_1 I_2 d\vec{l}_1, \tag{2}$$

где 
$$\chi = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_0^l \left( \frac{\frac{dy(\xi)}{d\xi}(\xi - z) - (y(\xi) - y(z))}{r_{21}^3} \right) d\xi.$$

При однонаправленных постоянных токах  $(I_1I_2 > 0)$  дуги притягиваются, в противном случае  $(I_1I_2 < 0)$  отталкиваются. Если токи не меняются, то при отклонении дуги от положения равновесия возникают силы, стремящиеся ее вернуть в исходное состояние, поэтому электрическая дуга имеет определенную фиксированную форму, напоминающую геометрическую дугу.

Электромагнитное взаимодействие двух дуг, через которые протекают гармонические токи со сдвигом фаз  $2\pi/3$ :  $i_1 = i_{01} \sin \frac{2\pi}{T} \tau$  и  $i_2 = i_{02} \sin \left( \frac{2\pi}{T} \tau \pm \frac{2\pi}{3} \right)$ , где T – период колебаний тока;  $i_{01}$ ,  $i_{02}$  – амплитудные значения



токов. При рассмотренном сдвиге фаз  $2\pi/3$  дуги испытывают сложный колебательный процесс, но средняя действующая сила приводит к их отталкиванию друг от друга.

В этом случае на каждый элемент дуги действует электромагнитная сила, вектор которой находится в плоскости *yOz*, он перпендикулярен  $d\vec{l}_1$  и имеет направление, показанное на рис. 1, *б*. Характерной особенностью электромагнитного взаимодействия электрических дуг переменного тока является непрерывность изменения формы и размеров дуги за счет воздействия знакопеременной периодической силы с периодом T/2(рис. 2), ее мгновенное значение  $d\vec{F}_{1-2} = \chi i_1 i_2 d\vec{l}_1$ .

Дуги, как легкоподвижные элементы, совершают колебательное движение с частотой 2/*T* вокруг положения, определяемого среднеинтегральным значением силы за период

$$d\tilde{F}_{1-2} = \chi dl_1 \frac{1}{T} \int_0^T i_1 i_2 d\tau = -\frac{i_{01} i_{02}}{4} \chi dl_1 = -0, 5 i_{\mu 1} i_{\mu 2} \chi dl_1, \quad (3)$$

где  $i_{n1}$ ,  $i_{n2}$  – действующие значения токов.

Сравнивая выражения (2) и (3) видно, что две дуги, через которые протекают переменные токи с действующими значениями  $i_{n1}$ ,  $i_{n2}$ , испытывают такое же среднее электромагнитное взаимодействие, как две дуги, через которые протекают постоянные токи  $I_1 = i_{n1}$ ,  $I_2 = i_{n2}$ противоположного направления с коэффициентом пропорциональности  $k_1 = 0,5$ .

Рассмотрим электромагнитное взаимодействие трех дуг, через которые протекают постоянные или переменные токи, причем вертикальные электроды, к которым привязаны дуги, образуют в плане равносторонний треугольник со стороной  $L = 0.5 D\sqrt{3}$ , где D – диаметр распада электродов.

Рассмотрим электромагнитное взаимодействие трех дуг постоянного тока, причем токи имеют одинаковое направление и величину  $(I_1I_2 > 0, I_2I_3 > 0, I_1 = I_2 = I_3 = I)$ . В этом случае на элемент дуги действуют две силы  $d\vec{F}_{1-2}$  и  $d\vec{F}_{1-3}$ , направление которых показано на рис. 3, *а*. Результирующая сила  $d\vec{F}_{1-2-3}$ 



Рис. 1. Электромагнитное взаимодействие элементов двух дуг, через которые протекают:

*а* – однонаправленные постоянные токи; б – противоположно направленные постоянные или переменные токи со сдвигом фаз 2π/3



Рис. 2. Мгновенное значение электромагнитной силы парного *а* взаимодействия дуг за период

перпендикулярна элементу  $d\vec{l}_1$  и направлена к центру распада электродов, а ее модуль равен  $|d\vec{F}_{1-2-3}| = \sqrt{dF_{1-2}^2 + dF_{1-3}^2 + 2dF_{1-2}dF_{1-3}\cos(\pi/3)}$ . Модули значений силы  $dF_{1-2}$  и  $dF_{1-3}$  равны и определяются уравнением (2), поэтому

$$dF_{1-2-3} = \sqrt{3}dF_{1-2} = \sqrt{3}\chi I^2 dl_1.$$
 (4)

Три дуги, через которые протекают постоянные токи, проявляют такое же электромагнитное взаимодействие, как между двумя дугами, через которые протекают постоянные сонаправленные токи с коэффициентом пропорциональности  $k_1 = \sqrt{3}$ .

Рассмотрим случай электромагнитного взаимодействия трех дуг с одинаковыми постоянными токами, причем ток первой дуги направлен в противоположную сторону двум другим токам. На элемент первой дуги действуют две отталкивающиеся силы  $d\vec{F}_{1-2}$  и  $d\vec{F}_{1-3}$  (рис. 3,  $\delta$ ). Результирующая сила  $d\vec{F}_{1-2-3}$  перпендикулярна элементу  $d\vec{l}_1$  и направлена от центра распада электродов, а ее модуль равен  $dF_{1-2-3} = \sqrt{3}\chi I^2 dl_1$ .

На элемент второй и третьей дуги действует сила, перпендикулярная элементу  $d\vec{l}_1$  и направленная по касательной к окружности с центром распада электродов, а ее модуль равен  $dF_{2-1-3} = \sqrt{3}\chi I^2 dl_1$ .

Электромагнитное взаимодействие на дугу постоянного тока от двух других дуг, через которые протекают постоянные токи в противоположную сторону, такое же, как между двумя дугами, через которые протекают постоянные противоположно направленные токи с коэффициентом пропорциональности  $k_1 = \sqrt{3}$ .

Электромагнитное взаимодействие трех дуг, через которые протекают гармонические токи со сдвигом фаз  $2\pi/3$ :  $i_1 = i_{01}\sin\frac{2\pi}{T}\tau$ ,  $i_2 = i_{02}\sin\left(\frac{2\pi}{T}\tau + \frac{2\pi}{3}\right)$  и  $i_3 = i_{03}\sin\left(\frac{2\pi}{T}\tau - \frac{2\pi}{3}\right)$ , где  $i_{01}$ ,  $i_{02}$ ,  $i_{03}$  – амплитудные значения токов [9]. Рассмотрим случай, когда действующее значение токов одинаковое  $i_{д1} = i_{д2} = i_{д3} = i_{д}$ .

При электромагнитном взаимодействии трех переменных токов на элемент  $d\vec{l}_1$  действуют две силы отталкивания  $dF_{1-2} = \chi i_1 i_2 dl_1$  и  $dF_{1-3} = \chi i_1 i_3 dl_1$ , направление которых показано на рис. 3, б. Направление результирующей силы  $d\vec{F}_{1-2-3}$  меняется с течением времени и совпадает с вектором  $d\vec{F}_{1-2} + d\vec{F}_{1-3}$ . Годограф силы воздействия на элемент дуги показан на рис. 4. Модуль результирующей силы равен

$$dF_{1-2-3} = \sqrt{3}dF_{1-2} = \sqrt{3}F_0 \left| \sin \frac{2\pi}{T} \tau \right| dl_1,$$
 (5)

где  $F_0 = \frac{\chi i_{\pi}^2}{2}$ .

Поскольку мгновенные значения силы  $dF_{1-2-3}$  непрерывно меняются в течение каждого полупериода, то изменяются по величине и направлению действующие на элемент дуги электродинамические усилия. Найдем среднеинтегральную силу за половину периода, определяющую среднее положение дуги:



Рис. 3. Схема электромагнитного взаимодействия элемента тока  $d\vec{l_1}$  с элементами токов двух других дуг, расположенных в вершинах равностороннего треугольника, через все элементы протекают:

a – однонаправленные постоянные токи;  $\delta$  – постоянные токи, при этом ток через элемент  $d\vec{l_1}$  направлен в противоположную сторону двум другим, либо переменные токи со сдвигом фаз  $2\pi/3$ 



Рис. 4. Изменение направления и величины усилий, воздействующих на элемент дуги, от двух других переменных токов в течение одного полупериода

$$d\tilde{F}_{1-2-3} = -\frac{2i_{\pi}^{2}}{T} \frac{\chi\sqrt{3}}{2} \int_{0}^{\frac{T}{2}} \sin\left(\frac{2\pi}{T}\tau\right) d\tau dl_{1} = -\frac{\sqrt{3}}{\pi} i_{\pi}^{2} dl_{1} \approx -0,551i_{\pi}^{2} dl_{1}.$$
 (6)

Эта сила направлена от центра распада электродов.

Три дуги, через которые протекают переменные токи с действующим значением тока  $i_{\rm g}$ , проявляют такое же электромагнитное взаимодействие как две дуги, через которые протекают постоянные противоположно направленные токи с коэффициентом пропорциональности  $k_1 = \sqrt{3}/\pi$ .

Рассмотрим электромагнитное взаимодействие на элемент дуги  $d\vec{l_1}$  постоянного тока со стороны тока самой дуги. Вектор  $d\vec{F_{1-1}}$  находится в плоскости *уOz*, перпендикулярен  $d\vec{l_1}$  и противоположно направлен вектору  $d\vec{F_{1-2}}$  (см. рис. 1,  $\delta$ ), а его модуль равен [1]

$$\left| d\vec{F}_{1-1} \right| = \frac{\mu_0 I_1^2}{4\pi} \int_0^t \left( \frac{dy(\zeta)}{d\zeta} (\zeta - z) - (y(\zeta) - y(z)) \right) \times d\zeta dl_1 = \chi_1 I_1^2 dl_1.$$
(7)

При электромагнитном взаимодействии гармонического тока  $i_1 = i_{01} \sin\left(\frac{2\pi}{T}\tau + \varphi\right)$ с самим собой среднеинтегральное значение силы

$$dF_{1-1} = \frac{\chi_1}{T} \int_0^T i_1^2 d\tau = \frac{\chi_1 i_{01}^2}{T} \int_0^T \left( \sin \frac{2\pi}{T} \tau + \varphi \right)^2 d\tau dl_1 =$$
$$= \frac{\chi_1 i_{01}^2}{2} dl_1 = \chi_1 i_{\pi 1}^2 dl_1.$$

Видно, что электромагнитное взаимодействие постоянного тока с самим собой такое же, как переменного с таким же действующим значением.

В общем случае уравнение (1) равновесия элемента столба дуги при его электромагнитном взаимодействии с одной или двумя дугами постоянного или переменного токов можно записать как

$$k_{\rm l}d\vec{F}_{\rm l-2} + d\vec{F}_{\rm l-1} + d\vec{F}_{\rm l-1} = 0. \tag{8}$$

Значения коэффициента  $k_1$  и характер электромагнитного взаимодействия при различных случаях сведены в таблице.

На основе алгоритмов, предложенных в работах [1, 2, 7 – 9], для решения уравнения (8) создана компьютерная программа «Взаимодействие дуг», позволяющая моделировать форму осей столбов двух или трех взаимодействующих электрических дуг постоянного или трехфазного переменного токов, горящих между электродами и токоподводящей поверхностью (Ячиков И.М., Костылева Е.М. Свидетельство о государственной регистрации программы № 2013619388 от 03.10.2013). В качестве исходных данных задаются теплофизические свойства плазмообразующего газа, геометрические размеры и параметры токов дуг. В процессе работы программы выдаются значения промежуточных невязок и результирующие коэффициенты полиномов, описывающих форму дуг.

При моделировании взаимодействия дуг с одинаковыми токами было установлено, что их форма практически не зависит от силы тока, но существенно зависит от количества электродов, расстояния между ними и рода тока. Например, снижение расстояния между электродами в 2 раза (с 40 до 20 см) приводит к уменьшению минимального расстояния между дугами практически в 3 раза. Это качественно соответствует результатам, полученным в работе [2].

Проведено моделирование формы двух и трех аргоновых дуг при их электромагнитном взаимодействии при одинаковом значении постоянных и действующих токов 9 кА. При расчетах для аппроксимации формы дуги использовались полиномы третьей степени. На рис. 5. показана форма оси столбов дуги при взаимодействии двух и трех дуг постоянного и переменного токов. Из него видно, что дуги, по которым протекают сонаправленные постоянные или переменные токи, притягиваются или отталкиваются соответственно, причем, чем меньше расстояние между электродами, тем сильнее, и их форма слабо зависит от количества электродов. Дуги, по которым протекают противоположно направленные постоянные токи отталкиваются, и чем меньше расстояние между электродами, тем более значительно, причем форма дуг определяется и количеством электродов.

**Выводы.** Предложена математическая модель и алгоритм расчета для нахождения коэффициентов поли-

Коэффициент k<sub>1</sub> в уравнении (8) при электромагнитном взаимодействии дуг постоянного или переменного токов

Токи	<i>k</i> <sub>1</sub>	Характер электромагнитного взаимодействия дуг
Взаимодейст	вие двух дуг	
Постоянные токи, текущие в одном направлении	1	Притягиваются
Постоянные токи, текущие в разных направлениях	1	Отталкиваются
Переменные токи со сдвигом фаз $\phi = 0$	1	Притягиваются
Переменные токи со сдвигом фаз $\phi = 2\pi/3$	0,5	Отталкиваются
Взаимодействие трех дуг (электроды об	бразуют равн	носторонний треугольник)
Постоянные токи, текущие в одном направлении	$\sqrt{3}$	Притягиваются к центру распада электродов
Постоянные токи, ток первый первой дуги имеет противоположное направление второму и третьему току	$\sqrt{3}$	Первый ток отталкивается от центра распада электродов; второй и третий направлены по касательной к окружности с центром распада электродов
Переменный трехфазный ток	$\frac{\sqrt{3}}{\pi}$	Отталкиваются от центра распада электродов



Рис. 5. Форма оси столба дуги при взаимодействии двух дуг, по которым протекают: *I* – постоянные токи, текущие в одном направлении; *2* – постоянные токи, текущие в разных направлениях; *3* – переменные токи, сдвиг фаз между которыми 2π/3.

Форма оси столба дуги при взаимодействии трех дуг, по которым протекают:

4 – постоянные токи, текущие в одном направлении; 5 – постоянные токи, один из которых имеет противоположное направление; 6 – переменные токи, сдвиг фаз между которыми 2π/3.

Значение постоянных и действующих токов 9 кА; расстояние между электродами:

*a* – 40 см; *б* – 20 см

нома, описывающего формы осей электрических дуг для случаев двух или трех дуг постоянного тока или среднего положения дуг трехфазного переменного тока, горящих между электродами и токоподводящей поверхностью. Создано программное обеспечение, позволяющее приближенно рассчитать формы осей столбов при электромагнитном взаимодействии двух и трех дуг.

Установлено, что при взаимодействии дуг с протекающими по ним одинаковыми токами, форма оси столба дуги зависит от рода тока, количества дуг и расстояния между ними и слабо зависит от значения силы тока. Созданное программное обеспечение может использоваться для анализа тепловой работы элементов конструкции металлургических агрегатов, где источником нагрева являются несколько свободно горящих дуг. Кроме этого, с ее помощью можно провести оценки неравномерности теплового износа футеровки и графитированных электродов.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Ячиков И.М., Костылева Е.М. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2014. № 1. С. 59 – 64.

- 2. Бортничук Н.И, Крутянский М.М. Плазменно-дуговые плавильные печи. – М.: Энергоиздат, 1981. – 120 с.
- Ячиков И.М., Костылева Е.М. Моделирование формы дуг постоянного тока при их электромагнитном взаимодействии: Межрегион. сб. науч. тр. /Под ред. В.М. Колокольцева. Вып. 11. – Магнитогорск: МГТУ, 2011. С. 195 – 201.
- Азбелев Н.В., Максимов В.П., Рахматуллина Л.Ф. Элементы современной теории функционально-дифференциальных уравнений. Методы и приложения. – М.: Институт компьютерных исследований, 2002. – 304 с.
- 5. Дмитриев С.С., Кузнецов Е.Б. // Журнал вычислительной математики и математической физики. 2008. № 3. С. 430 – 444.
- Вержбицкий В.М. Численные методы. Математический анализ и обыкновенные дифференциальные уравнения. – М.: Высшая школа, 2001. – 383 с.
- 7. Ячиков И.М., Костылева Е.М. Информационные технологии и системы: Матер. Первой Междунар. конф. Челябинск: Изд-во ЧелГУ, 2012. С. 36 – 38.
- Ячиков И.М., Костылева Е.М. Теория и практика тепловых процессов в металлургии: Сб. док. Междунар. научнопрактич. конф. – Екатеринбург: УрФУ, 2012. С. 423 – 426.
- 9. Ячиков И.М., Зарецкая Е.М. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 1. С. 18 20.

© 2014 г. *И.М. Ячиков, Е.М. Костылева* Поступила 5 марта 2014 г.

## THE MATHEMATICAL MODELING OF ARCS' FORM DURING THEIR ELECTROMAGNETIC COUPLING. MESSAGE 2

*I.M. Yachikov, Dr. Eng., Professor of the Chair of computer science and programming* 

**E.M. Kostyleva**, Software Engineer of department of information technology management and control systems

## Magnitogorsk State Technical University (Magnitogorsk, Russia)

## E-MAIL: jachikov@mail.ru

- *Abstract*. The mathematical model and software algorithms for finding of polynomial describing forms of electrical arcs axes in cases of two or three arcs of direct current or middle situation of arcs of three-phase alternating current burning among electrodes and current-carrying surface were proposed. The software which allows approximately calculate forms of axes of arcs' columns in case of electromagnetic coupling of two or three arcs. Results of the modeling for argon arcs are represented. It has been established that in the case of arcs' coupling with equal currents the form of axis of arc column depends on the kind of the current, number of arcs and distance among them and slightly depends on amperage.
- *Keywords*: electric arc, three-phase alternating current (three-phase AC), current-carrying surface, form of the electric arc, electromagnetic coupling.

#### REFERENCES

- 1. Jachikov I.M., Kostyleva E.M. *Izvestija VUZov. Chernaja metallurgija*, 2014. № 1. Pp. 59 64.
- Bortnichuk N.I, Krutjanskij M.M. Plazmenno-dugovye plavil'nye pechi (Plasma arc furnaces). Moscow: Jenergoizdat, 1981. 120 p.
- 3. Jachikov I.M., Kostyleva E.M. Modelirovanie formy dug postojannogo toka pri ih jelektromagnitnom vzaimodejstvii: mezhregion. sb. nauch. tr. (Shape modeling arcs DC at their elec-

tromagnetic interaction: interregional collection of sci. works). Kolokol'cev V.M. ed. Issue 11. Magnitogorsk: Izd-vo Magnitogorsk. gos. tehn. un-ta. Pp. 195 – 201.

- 4. Azbelev N.V., Maksimov V.P., Rahmatullina L.F. Jelementy sovremennoj teorii funkcional'no – differencial'nyh uravnenij. Metody i prilozhenija (Elements of the modern theory of functional - differential equations. Methods and Applications). Moscow: Institut komp'juternyh issledovanij, 2002. 304 p.
- 5. Dmitriev S.S., Kuznecov E.B. Zhurnal vychislitel'noj matematiki i matematicheskoj fiziki. 2008. № 3. Pp. 430 444.
- 6. Verzhbickij V.M. *Chislennye metody. Matematicheskij analiz i obyknovennye differencial'nye uravnenija* (Numerical methods. Mathematical analysis and ordinary differential equations). Moscow: Vyssh. shk., 2001. 383 p.
- Jachikov I.M., Kostyleva E.M. Polozhenie jelektricheskih dug pri ih jelektromagnitnom vzaimodejstvii v mnogojelektrodnyh dugovyh pechah. Informacionnye tehnologii i sistemy: materialy Pervoj mezhdunar. konf. (Position of electric arcs when the electromagnetic interaction in multi-electrode arc furnaces, in Information Technologies and Systems: Proceedings of the First Intern. Conf.). Cheljabinsk: Izd-vo Cheljab. gos. un-ta, 2012. Pp. 36 – 38.
- Jachikov I.M., Kostyleva E.M. Priblizhennyj algoritm nahozhdenija polozhenija jelektricheskih dug pri ih jelektromagnitnom vzaimodejstvii v mnogojelektrodnyh dugovyh pechah. Teorija i praktika teplovyh processov v metallurgii: sbornik dokladov mezhdunarodnoj nauchno-prakticheskoj konferencii (An approximate algorithm for finding the position of electric arcs when the electromagnetic interaction in multi-electrode arc furnaces, in Theory and Practice of thermal processes in metallurgy: a collection of reports of International Scientific-practical Conf.). Ekaterinburg: UrFU, 2012. Pp. 423 – 426.
- 9. Jachikov I.M., Zareckaja E.M. Izvestija VUZov. Chernaja metallurgija. 2011. № 1. Pp. 18 20.

Received March, 5, 2014

УДК 669.0

# ПРОГНОЗИРУЮЩАЯ МОДЕЛЬ ОБЕЗГЛЕРОЖИВАНИЯ И ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПОТЕРЬ МЕТАЛЛА С УГАРОМ ПРИ НАГРЕВЕ ЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ В НАГРЕВАТЕЛЬНОЙ ПЕЧИ

*С.С. Пашнин*, аспирант кафедры «Металлургии и металловедения» **Э.Э. Меркер**, д.т.н., профессор кафедры «Металлургии и металловедения»

#### Старооскольский технологический институт,

филиал Национального исследовательского технологического университета «МИСиС» (Старый Оскол, Россия)

Аннотация. В работе произведен прогнозный оценочный расчет угара и обезуглероживания литой заготовки в условиях работы нагревательной печи с шагающими балками ОАО «ОЭМК» при сжигании высококалорийного топлива. В основе применяемой модели лежит метод статистической обработки массива практических данных по нагреву стали в печах под прокатку. Установлено, что применение модели позволяет определить величину угара металла за период работы печи с учетом обезуглероживания поверхности металла по ходу нагрева заготовок в агрегате.

Ключевые слова: сталь, производство проката, качество изделий, окалина, печи нагрева.

## E-MAIL: merker@inbox.ru

При производстве сортового проката на показатели качества особое влияние оказывают процессы, происходящие в нагревательных печах при нагреве под прокатку. Одними из таких процессов являются обезуглероживание и потери металла от угара, которые оказывают отрицательное влияние на качество заготовок как во время процесса обработки давлением, так и на готовый металлопрокат [1, 2].

Для осуществления прогнозных расчетов угара и обезуглероживания углеродистых марок сталей при нагреве металла в печах при сжигании высококалорийного топлива разработана прогнозирующая модель [3], которую использовали для условий работы нагревательных печей ОАО «Оскольский электрометаллургический комбинат» (ОЭМК). Приближенную толщину общего обезуглероженного слоя (а, мм) и слоя, обнаруженного под окалиной и металлом, перешедшего в окалину (а', мм), определяли по формуле

$$\alpha = k_1 \sqrt{\tau + k_2 \tau'},\tag{1}$$

где  $k_1$  и  $k_2$  – эмпирические коэффициенты, зависящие от конечной температуры поверхности и условий нагрева (холодный или горячий пасад) [4];  $\tau$  и  $\tau'$  – общее время нагрева и время томления соответственно, ч.

Остаточный обезуглероженный слой находился из соотношения

$$\alpha'' = \alpha - \alpha'. \tag{2}$$

Результаты прогнозирующего расчета обезуглероживания металла при нагреве в методической печи приведены в табл. 1.

Из приведенных данных следует, что полученные значения α' позволяют найти потери металла с угаром при нагреве литой заготовки в печи [3, 4].

При этом потери от угара (У, кг/т) рассчитывались по формуле

$$Y = \alpha' \frac{F_{o} + 2F_{p} + 0.2F_{3}}{V},$$
 (3)

Таблица 1

#### Расчетные значения глубины обезуглероженных слоев металла по время нагрева перед прокаткой

	Общее время	Время	Глубина общего	Глубина остаточного	Слой металла,
	нагрева	томления (первая	обезуглероженного	обезуглероженного	перешедший в окалину
Сталь	(первая заготовка	заготовка /	слоя α (первая	слоя α" (первая	α' (первая заготовка/
	/ последняя	последняя	заготовка /последняя	заготовка /последняя	последняя заготовка),
	заготовка), ч:мин	заготовка), ч:мин	заготовка), мм	заготовка), мм	MM
	3:55 / 3:56	1:20 / 0:49	2,83 / 2,63	1,94 / 1,81	0,89 / 0,82
Ст4сп	8:39 / 8:41	4:52 / 4:28	4,66 / 4,58	3,18 / 3,13	1,48 / 1,45
	5:45 / 5:21	1:48 / 1:07	3,38 / 3,07	2,32 / 2,12	1,06 / 0,96

## Таблица 2

Сталь	Общее время нагрева (первая заготовка / последняя заготовка), ч:мин	Время томления (первая заготовка / последняя заготовка), ч:мин	Минимальное прогнозируемое значение угара (первая заготовка /последняя заготовка), кг/т	Угар и окалина на 1 т проката (фактическое), кг/т	Максимальное прогнозируемое значение угара (первая заготовка /последняя заготовка), кг/т
	3:55 / 3:56	1:20 / 0:49	11,07 / 10,21	11,02	16,60 / 15,31
Ст4сп	8:39 / 8:41	4:52 / 4:28	18,44 / 18,06	19,88	27,66 / 27,10
	5:45 / 5:21	1:48 / 1:07	13,20 / 11,91	15,19	19,80 / 17,87

Прогнозируемые и фактические значения потери металла от угара во время нагрева перед прокаткой

где  $F_0$ ,  $F_p$ ,  $F_3$  – соответственно открытая, открытая с разрушаемой и опадшей окалиной и закрытая поверхности литой заготовки, м<sup>2</sup>; V – объем заготовки, м<sup>3</sup>.

Общий расход металла на стане горячей прокатки в сортопрокатном цехе № 1 ОЭМК определялся как разница между весом плавки принятой на складе литой заготовки и весом плавки после прокатки, принятой на высотно-промежуточный склад [5]. Угар и окалина определялись как разница между общим расходом металла на стане и весом обрези, получаемой на непрерывнозаготовочном стане во время прокатки металла на заданный профиль (табл. 2).

Результаты прогнозирующего расчета потерь металла от угара при нагреве перед прокаткой сверялись с фактическими данными, полученными при проведении балансовых плавок стали Ст4сп на ОЭМК и приведены в табл. 2.

Из приведенных данных следует, что фактическое значение потери металла от угара находится в промежутке между минимальным и максимальным расчетными значениями потерь металла от угара. Это говорит о том, что окалина опадает с поверхности литой заготовки частично, в результате чего происходит ее повторное окисление, приводящее к увеличению потерь от угара. **Выводы.** Разработанная методика предназначена для прогнозных оценочных расчетов угара и обезуглероживания углеродистых марок сталей с учетом времени томления металла и общего времени нагрева в методической печи перед прокаткой. В основе данной модели лежат результаты статистической обработки массива практических данных по нагреву стали в печах под прокатку. Эмпирические коэффициенты  $k_1$  и  $k_2$  приняты для углеродистых марок сталей при нагреве металла в печах с открытым пламенем при сжигании высококалорийных топлив с коэффициентом расхода воздуха 1, 1 - 1, 2.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Темлянцев М.В., Михайленко Ю.Е. Окисление и обезуглероживание стали в процессах нагрева под обработку давлением. – М.: Теплотехник, 2006. – 200 с.
- Стальной слиток. В 3-х т. Т. 3. Нагрев / В.И. Тимошпольский, Ю.А. Самойлович, И.А. Трусова и др. – Минск: Белорусская наука, 2001. – 879 с.
- 3. Спивак Э.И. // Металлург. 1984. № 2. С. 28 29.
- **4.** Спивак Э.И. Методы ускоренных расчетов нагревательных печей. М.: Металлургия, 1988. 141 с.
- Пратусевич А.Е. Вальцовщик-оператор прокатных станов: Учеб. в 6-ти кн. Кн.5. Старый Оскол, 1995. 180 с.

© 2014 г. *С.С. Пашнин, Э.Э Меркер* Поступила 24 февраля 2014 г.

## PREDICTIVE MODEL OF DECARBURIZATION AND DETERMINATION OF METAL LOSS WITH FUMES DURING HEATING OF CAST BILLET IN HEATING FURNACE

**S.S. Pashnin**, Postgraduate of the Chair Metallurgy and Metallography

*Je.Je. Merker*, *Dr. Eng.*, *Professor of the Chair Metallurgy and Metallography* 

Stary Oskol technological Institute of National University of Science and Technology "MISiS" (Stary Oskol, Belgorod region, Russia)

*E-MAIL*: merker@inbox.ru

Abstract. The work performed forecast estimated payment intoxication and decarbonization of cast billets in the working conditions of the heating furnace walking beam of "Oskol Metallurgical Plant" ("OEMK") with burning of high-energy fuel. The basis of the used model is the method of statistical data processing on an array of practical steel heating furnaces for rolling. It was found that application of the model is to determine the value of waste of metal for the period of decarburization of the metal surface during the heating unit in the blanks.

Keywords: steel, rolled products, product quality, scale, heating furnace.

#### REFERENCES

- 1. Temljancev M.V., Mihajlenko Ju.E. Okislenie i obezuglerozhivanie stali v processah nagreva pod obrabotku davleniem (The oxidation and decarburization of steel during heat treatment under pressure). Moscow: Teplotehnik, 2006. 200 p.
- Timoshpol'skij V.I., Samojlovich Ju.A., Trusova I.A. etc. *Stal'noj slitok* (Steel Ingot). Vol. 3. Minsk: Belorusskaja nauka, 2001. 879 p.
- 3. Spivak Je.I. Metallurg. 1984. № 2. Pp. 28 29.

- **4.** S p i v a k Je.I. *Metody uskorennyh raschetov nagrevatel'nyh pechej* (Methods for accelerated calculations of heating furnaces). Moscow: Metallurgija, 1988. 141 p.
- Pratusevich A.E. Val'covshhik operator prokatnyh stanov (Operator of rolling mills). Vol. 5. Staryj Oskol, 1995. 180 p. Received February 24, 2014

УДК 621. 791:621.771

## КОМПЛЕКСНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ ПОКРЫТИЙ ИЗ АЛЮМИНИДОВ НИКЕЛЯ НА ПОВЕРХНОСТИ СТАЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ

**В.Г. Шморгун,** д.т.н., профессор кафедры «Материаловедение и композиционные материалы» **А.И. Богданов,** м.н.с. кафедры «Материаловедение и композиционные материалы» **А.О. Таубе,** аспирант кафедры «Материаловедение и композиционные материалы»

# Волгоградский государственный технический университет (Волгоград, Россия)

Аннотация. Предложен способ получения покрытий из алюминидов никеля, обеспечивающих защиту стальных деталей от высокотемпературного окисления. Рассчитан срок службы полученного в результате реализации предложенного комплексного технологического процесса слоистого покрытия.

Ключевые слова: алюминий, никель, диффузионная зона, интерметаллиды, жаростойкие покрытия.

#### E-MAIL: mv@vstu.ru

Одним из перспективных методов защиты деталей и узлов газовых и паровых турбин, работающих при температуре до 700 °C, является создание на их поверхности слоистых покрытий Ni/Ni<sub>2</sub>Al<sub>3</sub> [1, 2].

Авторами разработан способ получения покрытий из алюминидов никеля различного фазового состава (Ni<sub>2</sub>Al<sub>3</sub>, NiAl, Ni<sub>3</sub>Al), особенностью которого является то, что он позволяет реализовать высокую прочность сцепления покрытия с основой и максимально приблизить форму получаемого материала или полуфабриката к форме готового изделия. Способ включает следующую последовательность операций:

 изготовление методом сварки взрывом биметаллической заготовки (никель-сталь);

 обработка давлением, позволяющая получать на стали требуемую толщину никеля;  нанесение на никелевый слой биметаллической заготовки алюминиевого слоя толщиной, достаточной для его самопроизвольного отделения от диффузионной зоны при охлаждении после термообработки;

 термообработка, обеспечивающая в результате твердофазной диффузии формирование слоистого покрытия заданной толщины (см. рисунок).

Показано, что срок службы полученного в результате реализации предложенного комплексного технологического процесса слоистого покрытия Ni/Ni<sub>2</sub>Al<sub>3</sub> определяется кинетикой диффузионных процессов [3], приводящих к последовательному образованию и росту интерметаллидных фаз NiAl и Ni<sub>3</sub>Al. Например, при толщине Ni и Ni<sub>2</sub>Al<sub>3</sub> (50 + 50 мкм) срок службы составляет около 350 ч при 1000 °C, 1800 ч при 900 °C, 13 000 ч при 800 °C и 130 000 ч при 700 °C.



## СЭМ изображение: *a* – диффузионной зоны на границе Ni–Al после термообработки; *б* – покрытия на стали после самопроизвольного отделения алюминиевого слоя

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Susan D.F., Misiolek W.Z., Marder A.R. // Metallurgical and Materials Transactions A. 2001. February. Vol. 32A. P. 379 – 390.
- 2. Xiang Z.D. et al // Corrosion Science. 2011. No. 53. P. 3426 3434.
- Шморгун В.Г., Трыков Ю.П., Слаутин О.В. и др.// Изв. вуз. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2008. № 4. С. 24 – 28.

© 2014 г. *В.Г. Шморгун, А.И. Богданов, А.О. Таубе* Поступила 7 ноября 2013 г.

## COMPLEX TECHNOLOGY OF PRODUCTION OF NICKEL ALUMINIDE COATINGS ON THE SURFACE OF STEEL PARTS

*V.G. Shmorgun*, *Dr. Eng.*, *Professor of the Chair "Materials and composites"* 

**A.I. Bogdanov,** Junior Researcher of the Chair "Materials and composites"

**S.A. Taube,** Postgraduate of the Chair "Materials and composites"

Volgograd State Technical University (Volgograd, Russia)

*E-MAIL*: mv@vstu.ru

Abstract. A method of producing of nickel aluminide coatings, protecting steel components from high-temperature oxidation, was suggested.

Lifetime of the layered coating, obtained as a result of implementation of the proposed complex process, was calculated.

*Keywords*: aluminum, nickel, diffusion zone, intermetallic compounds, heat-resistant coatings.

#### REFERENCES

- Susan D.F., Misiolek W.Z, Marder A.R. *Metallurgical and Materials Transactions A*. February 2001. Volume 32A. Pp. 379 – 390.
- 2. Xiang Z.D. Corrosion Science. 2011. № 53. Pp. 3426 3434.
- Shmorgun V.G., Trykov Ju.P., Slautin O.V., Metelkin V.V., Bogdanov A.I.. Izvestija VUZov. Poroshkovaja metallurgija i funkcional'nye pokrytija. 2008. № 4. Pp. 24 – 28. Received November 7, 2013

УДК 621.793

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РАБОТЫ ВОЗДУШНЫХ ФУРМ ДОМЕННЫХ ПЕЧЕЙ НАПЫЛЕНИЕМ ГАЗОПЛАМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ

**А.Г. Радюк,** д.т.н., в.н.с.

**А.Е. Титлянов,** к.т.н., с.н.с.

#### Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

Аннотация. Для повышения стойкости и снижения тепловых потерь через воздушные фурмы были использованы газопламенные покрытия. В результате удалось значительно повысить стойкость опытных фурм и уменьшить тепловые потери на 3,8 %.

Ключевые слова: воздушные фурмы, стойкость, тепловые потери, газопламенное покрытие.

*E-MAIL*: radjuk@rambler.ru

На ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат» (НМЛК) в течение ряда лет для повышения стойкости воздушных фурм доменных печей применяли метод газопламенного напыления алюминиевого покрытия на наружную поверхность фурмы [1], однако это недостаточно снижает тепловые потери.

Работу проводили как с целью повышения стойкости воздушных фурм, так и уменьшения тепловых потерь через их поверхность. Известно, что тепловые потери через фурмы составляют около 30 % всех тепловых потерь в доменной печи [2]. При этом тепловые потери через поверхность фурмы распределяются следующим образом: 18 % – рыльная часть, 36 % – наружный стакан и 46 % – внутренний [3].

На рабочую поверхность фурм, включая дутьевой канал, изготовленных ремонтным заводом НЛМК<sup>1</sup>, были нанесены слои алюмосодержащего газопламенного покрытия толщиной: ПТ-Ю5H – 0,1 мм; ПН85Ю15 – 0,5 мм; ПН85Ю15:Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> = 1:1 (по объему) – 0,5 мм; Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – 0,2 – 0,3 мм.

Опытные фурмы были установлены на печи № 6 (см. таблицу).

Причина выхода из строя фурмы № 450 не связана с нанесением покрытия. Фурма № 456 имела максимальную стойкость на данный период работы печи.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> В работе принимали участие Н.И. Крикунов и А.Е. Кузнецов.

Номер фурменного прибора	Номер фурмы	Дата установки	Дата замены	Стойкость, сут	Причина замены
10	456	04.03.2008	16.10.2009	591	прогар
7	450	09.04.2008	15.01.2009	281	орг. причина

## Эксплуатация опытных фурм

Согласно статистическим данным по ДП № 6 НЛМК, средняя стойкость фурм, снятых по всем причинам, составила: в 2008 г. – 240 сут, 2009 г. – 174 сут, т.е. проведенное мероприятие обеспечивает значительное повышение стойкости фурм.

На опытной (№ 456) и рядом стоящих серийных фурмах измеряли перепад температуры между входом в фурменный прибор и выходом из него и расход охлаждающей воды, по которым вычисляли тепловые потери<sup>2</sup>. Средневзвешенные по времени наблюдения значения тепловых потерь на опытной фурме составили 136,0 Мкал/ч, на

 $^2\,{\rm B}$  работе принимали участие В.И. Долгов, В.Л. Емельянов и С.А. Лысенко.

рядом стоящих серийных – 141,3 Мкал/ч, т. е. отмечено снижение тепловых потерь на 5,3 Мкал/ч (3,8 %).

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Пат. 2147614 РФ. Способ подготовки к работе фурмы доменной печи / А.Н. Корышев, И.Г. Гнедилов, А.Е. Кузнецов и др., заявл. 30.11.98; опубл. 20.04.00; Бюл. № 11.
- Бородулин А.В., Васильев А.П., Глущенко Е.Л. и др. // Автоматизированные печные агрегаты и энергосберегающие технологии в металлургии: Тр. II Междунар. научно-практич. конф. –М.: МИСиС, 2002. С. 424 – 426.
- Бондаренко А.А., Горбик А.С., Дышлевич Г.Г. // Сталь. 1983. № 7. С. 11 – 12.

© 2014 г. А.Г. Радюк, А.Е. Титлянов Поступила 8 апреля 2014 г.

## IMPROVEMENT OF PERFORMANCE OF AIR TUYERES FOR BLAST FURNACES WITH GAS-FLAME SPRAYING OF COATINGS

A.G. Radyuk, Dr. Eng., Leading researcher A.E. Titlyanov, Cand. Eng., Senior researcher

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

*E-MAIL*: radjuk@rambler.ru

*Abstract*. Gas-flame coating were used to increase the stability and reducing heat losses through air tuyeres. The result was significantly increasing of stability experienced tuyeres and reduction of heat losses for 3.8 %.

Keywords: air tuyeres, stability, heat losses, gas-flame coating.

## REFERENCES

- Koryshev A.N., Gnezdilov I.G., Kuznecov A.E. etc. Sposob podgotovki k rabote furmy domennoj pechi (Preparation methods for the work of blast furnace tuyere). Patent RF № 2147614, 2000.
- Borodulin A.V., Vasil'ev A.P., Glushhenko E.L. etc. Avtomatizirovannye pechnye agregaty i jenergosberegajushhie tehnologii v metallurgii: tr. II Mezhdunar. nauch.-prakt. konf. Moskva, MISiS, 3 – 5 dekabrja 2002 (Automated furnace units and energy-saving technologies in metallurgy: proc. of II Intern. scientific-practical. conf. Moscow, MISA, 3 – 5 December 2002). Pp. 424 – 426.
- Bondarenko A.A., Gorbik A.S., Dyshlevich G.G. Stal'. 1983. № 7. Pp.11-12.

Received April 8, 2014

УДК 621.771.26.001.57:621.771.014-424

# НОВЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ МЕТАЛЛА И ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ПРОКАТКЕ В УНИВЕРСАЛЬНОМ БАЛОЧНОМ КАЛИБРЕ

**С.О. Непряхин,** аспирант кафедры «Обработка металлов давлением» **В.А. Шилов,** профессор кафедры «Обработка металлов давлением» **Д.Л. Шварц,** доцент кафедры «Обработка металлов давлением»

#### Уральский федеральный университет (Екатеринбург, Россия)

Аннотация. На основе теоретического исследования с применением вариационных принципов механики деформируемого тела и с учетом геометрических соотношений в очаге деформации разработан новый метод расчета формоизменения металла и энергосиловых параметров прокатки двутавровых профилей в универсальном балочном калибре. Получены инженерные формулы для расчета основных технологических параметров процесса прокатки двутавровых профилей в универсальных балочных калибрах: приращение и коэффициент обжатия фланцев, контактное давление на горизонтальные и вертикальные валки, усилие и крутящий момент прокатки. Полученные формулы позволяют рассчитывать научно-обоснованные калибровки валков и технологические режимы прокатки двутавровых профилей на современных универсальных рельсобалочных станах.

*Ключевые слова*: вариационный принцип механики твердого тела, формоизменение, энергосиловые параметры, прокатка, двутавровая балка, универсальный балочный калибр, универсальный рельсобалочный стан.

## *E-MAIL*: omd@mtf.ustu.ru

Современное развитие технологии прокатки двутавровых профилей базируется на применении универсальных рабочих клетей с четырехвалковым калибром. Поэтому актуальным является совершенствование методов расчета технологических параметров прокатки в универсальных балочных калибрах (УБК). Авторами на основе применения вариационных принципов механики деформируемого тела с учетом геометрических соотношений в очаге деформации [1] разработан новый метод расчета формоизменения металла и энергосиловых параметров прокатки двутавровых профилей в УБК.

Схема прокатки двутаврового профиля в универсальном калибре представлена на рисунке (в силу симметрии изображена половина калибра). В качестве исходной информации для расчета используются следующие безразмерные параметры: коэффициент обжатия шейки  $1/\eta_{\rm m} = d'/d$ ; относительная длина шейки двутавра  $\tilde{l}_{\rm m} = l_{\rm m}/d$ ; относительная длина шейки двутавра  $\tilde{l}_{\rm m} = l_{\rm m}/d$ ; относительная ширина фланцев профиля  $B_{\rm p} = h_{\rm p}/a$ ; наклон фланцев  $\phi$ ; приведенный диаметр горизонтальных и вертикальных валков  $A_{\Gamma} = D_{\Gamma}/d$ и  $A_{\rm B} = D_{\rm B}/d$ ; показатель трения на контактной поверхности раската с валками  $\psi$  [2].

Особенностью и преимуществом разработанного метода расчетов является получение равномерной деформации металла по элементам двутаврового профиля, что достигается за счет равенства коэффициентов вытяжки шейки и фланцев  $\lambda_{\rm m} = \lambda_{\rm p} = \lambda$  при плоской деформации шейки, когда  $\lambda_{\rm m} = 1/\eta_{\rm m}$ , так как  $l_{\rm m} = l'_{\rm m}$  (см. рисунок). В этих условиях коэффициент обжатия  $1/\eta_{\rm p}$  и приращение  $\Delta h_{\rm p}$  фланцев связаны геометрическими соотношениями [1]. В результате решения задачи с применением современных вычислительных пакетов

программ (Mathcad, MatLab) получены инженерные формулы для расчета следующих параметров:

– относительное приращение фланцев 
$$\Delta \tilde{h}_{\phi} = \frac{\Delta n_{\phi}}{d} =$$

$$=\frac{\lambda^{4,22}A_{\Gamma}^{0,13}B_{\Phi}^{1,2}}{l_{--}^{1,43}e^{1,21+0,93tg\phi}}$$

- коэффициент обжатия фланцев  $1/\eta_{\phi} = a'/a = 1,0073\lambda^{1,054}$ ;

– коэффициенты напряженного состояния шейки  $n_{\sigma \mu} = [1,28 + 0,12 \ln(m_{\mu})](2,376\psi - 0,553)$  и фланцев



Схема прокатки двутаврового профиля в УБК (штриховыми линиями показан задаваемый профиль)

 $n_{\sigma\phi} = [1,08 + 0,19\ln(m_{\phi})](2,376\psi - 0,553)$ , где  $m_{\mu}$  и  $m_{\phi}$  – фактор формы очага деформации шейки и фланцев соответственно (отношение длины очага деформации к его средней толщине по шейке и фланцам);

– средние контактные давления по шейке и фланцам  $p_{\rm m} = 1,15\sigma_s n_{\sigma \rm m}; p_{\phi} = 1,15\sigma_s n_{\sigma \phi},$  где  $\sigma_s$  – сопротивление металла деформации;

- коэффициент мощности (момента) прокатки  $n_{\text{вал}} = 3,669 \frac{\lambda^{3,9} B_{\Phi}}{A^{0,98}} (3,418 \psi - 1,195);$ 

- крутящий момент прокатки  $M_{\rm kp} = 0,287\sigma_s d^3 A_{\Gamma}^2 n_{\rm Ban}$ .

Комплекс полученных формул позволит разрабатывать научно обоснованную методику расчета калибровок валков и рациональные технологические режимы прокатки двутавровых профилей широкого сортамента на рельсобалочных и сортовых станах, снабженных универсальными балочными клетями.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Непряхин С.О., Шилов В.А., Шварц Д.Л. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 9. С. 67 – 68.
- Смирнов В.К., Шилов В.А., Инатович Ю.В. Калибровка прокатных валков: Учеб. пособие для вуз. – М. Теплотехник, 2008. – 490 с.

© 2014 г. *С.О. Непряхин, В.А. Шилов, Д.Л. Шварц* Поступила 11 марта 2014 г.

## NEW METHOD OF METAL FORMING AND POWER-ENERGY PARAMETERS CALCULATION UNDER ROLLING IN UNIVERSAL BEAM GROOVE

S.O. Nepryakhin, Postgraduate of the Chair "Metal Forming" V.A. Shilov, Professor of the Chair "Metal Forming D.L. Schwartz, Assist. professor of "Metal Forming"

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

*E-MAIL*: omd@mtf.ustu.ru

*Abstract.* Based on the theoretical investigation by the variational principle of deformable body mechanics and taking into account the geometric relationships in deformation zone the new method for metal forming and power-energy parameters calculation under double-T section rolling in universal grooves was developed. Engineering formulas for calculation principal process-dependent parameters of double-T section

rolling in universal grooves: spread and reduction coefficient of flanges; contact pressure on horizontal and vertical rolls, force and torque of rolling were obtained. These formulas allow to calculate scientific evidence roll pass design and operating practices of double-T section rolling on modern universal rail-beam mill.

*Keywords*: variational principle of deformable body mechanics, forming, energy-power parameters, rolling, H-beam, universal beam groove, universal rail-beam mill.

#### REFERENCES

- 1. Neprjahin S.O., Shilov V.A., Shvarc D.L. Izvestija vuzov. Chernaja metallurgija. 2013. № 9. Pp. 67 – 68.
- Smirnov V.K., Shilov V.A., Inatovich Ju.V. Kalibrovka prokatnyh valkov. Uchebnoe posobie dlja vuzov (Calibration of rolls. Textbook for universities). Moscow: Teplotehnik, 2008. 490 p. Received March 11, 2014

# 110 ЛЕТ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ ЦЕЛИКОВА АЛЕКСАНДРА ИВАНОВИЧА

## Г.Н. Еланский, д.т.н., профессор



Целиков Александр Иванович – доктор технических наук, профессор, действительный член АН СССР, дважды Герой социалистического труда, лауреат Ленинской премии, четырежды лауреат государственных премий, кавалер золотой медали Ломоносова АН СССР.

В Московском вечернем металлургическом институте (МВМИ) Ф.И. Целиков работал штатным преподавателем с 1940 по 1945 гг. Этот период жизни очень важен для понимания и последующего анализа деятельности А.И. Целикова.

Приходу А.И. Целикову В МВМИ предшествовали учеба и окончание Московского высшего технического училища (МВТУ), работа в институте «Стальпроект». Там по совету видного специалиста в области прокатки Н.А. Соболевского молодой специалист занялся конструированием прокатного оборудования.

В 1929 г. А.И. Целиков был направлен в Германию на заводы Круппа для изучения прокатного оборудования, где провел восемь месяцев. После возвращения из Германии А.И. Целиков работал на монтаже действующего поныне блюминга на Ижевском металлургическом заводе, в проектировании которого принимал активное участие. В период с 1934 по 1938 гг. А.И. Целиков работал В МВТУ (ныне МГТУ им Н.Э. Баумана), а с 1938 по 1940 гг. – в институте стали.

Годы работы в МВМИ (1940 – 1945) характеризуются творческим расцветом А.И. Целикова. Александр Иванович продолжал активно заниматься научными исследованиями и поисками, был консультантом прокатного отдела Стальпроекта, участвовал в проектировании блюминга 1000. В эти годы он разработал новую теорию прокатки и новые принципы проектирования и конструирования прокатного оборудования. Итогом научных поисков стала докторская диссертация А.И.

Целикова на тему «Усилия в прокатных машинах–орудиях», защищенная в 1943 г. Одновременно с защитой докторской диссертации ему было присвоено ученое звание профессора.

В сороковые годы, работая в МВМИ, А.И. Целиков подготовил к изданию две книги: «Прокатные станы» и «Механизмы прокатных станов», которые были изданы в 1946 г. За эти книги в 1947 г. А.И. Целиков был удостоен Сталинской премии. Изданные книги были переведены на многие европейские языки и на китайский язык.

В своей научной деятельности А.И. Целиков широко использовал свои фундаментальные знания математики и физики, применял методы дифференциального и интегрального исчисления, вариационные методы для решения технических задач. Сотрудников МВМИ поражали глубокие гуманитарные знания А.И. Целиковым истории, литературы и искусства. В общении с подчиненными А.И. Целикова отличали благожелательность, уважение и интеллигентность.

В период деятельности в МВМИ А.И. Целиков начал работу над многовалковыми станами, которую затем стал развивать соратник и друг доктор технических наук, профессор А.А. Королёв. В институте под руководством А.И. Целикова была создана аспирантура, которую закончили ставшие впоследствии известными конструкторы и исследователи. Первым аспирантом был В.В. Носаль, позже выдающийся конструктор и ученый, доктор технических наук, профессор, лауреат Ленинской и Государственной премии. Выпускники аспирантуры продолжали работу в созданном А.И. Целиковым ЦКБММ и ВНИИМЕТМАШе.

В 1944 г. А.И. Целиков, оставаясь заведующим кафедрой в МВМИ, организовал при институте ЦНИИТМАШ Центральное конструкторское бюро металлургического машиностроения (ЦКБ ММ), которое в пятидесятых годах преобразовалось в институт ВНИИМЕТМАШ.

Под руководством А.И. Целикова во ВНИИМЕТМАШе были созданы новые технологические процессы и конструкции станов продольной и винтовой прокатки, станы для спиральной сварки труб, многовалковые, сортовые, трубные станы, станы для прокатки деталей и периодических профилей. Эти работы были отмечены Ленинской и Государственными премиями. В 1974 г. А.И. Целикову за выдающиеся достижения в металлургии и технологии металлов была вручена золотая медаль М.В. Ломоносова АН СССР. Можно смело утверждать, что во всех технологиях и оборудовании металлургического производства тех лет А.И. Целиков оставил заметный след. В настоящее время институт ВНИИМЕТМАШ носит имя А.И. Целикова. А.И. Целиков в своей деятельности исходил из государственных интересов. Он признавал, что успех может быть достигнут только при единстве образования, науки и производства. Поэтому он руководил кафедрой в МВМИ, восстановил в 1947 г. кафедру металлургического оборудования в МВТУ, руководил научными и проектно-конструкторскими работами во ВНИИМЕТМАШе, открыл при ВНИИМЕТМАШе опытный завод, организовал при нем и на машиностроительных заводах страны производство нового металлургического оборудования.

В 1961 г. ректором МВМИ был назначен В.А. Кудрин. Он понимал, что качественная подготовка специалистов без отрыва от производства возможна только в тесном контакте с производством. В начале шестидесятых годов во многих организациях были открыты отделения МВМИ, на которых одновременно обучались и работали студенты. Такое отделение МВМИ по инициативе А.И. Целикова и ректора МВМИ В.А. Кудрина было открыто и во ВНИИМЕТМАШе.

А.И. Целиков как руководитель ВНИИМЕТМАШа понимал, что успешная учеба студентов на отделении возможна только при выполнении многих организационно-технических условий и, в не последнюю очередь, квалификации преподавательского состава. К преподавательской деятельности в МВМИ и на отделении были привлечены известные ученые и конструкторы, ученики А.И. Целикова: доктора наук, профессора, лауреаты Ленинской и Государственных премий В.И. Зюзин, А.И. Майоров, В.В. Носаль, Н.Н. Дружинин, Б.В. Розанов, В.А. Вердеревский, Н.А. Целиков и др.

После ухода из МВМИ А.И. Целиков поручил возглавить кафедру механического оборудования металлургических заводов (МОМЗ) своему ученику, другу и соратнику профессору А.А. Королёву. Связь А.И. Целикова с МВМИ и кафедрой МОМЗ при этом не прекращалась. А.И. Целиков один раз в месяц бывал на кафедре, встречался с преподавателями и студентами. С.П. Грановский также отмечал, что благодаря авторитету А.И. Целикова, его умению общаться с руководством металлургических предприятий (все знают крылатую фразу А.И. Целикова «Держись за трубу!») МВМИ мог заключать хозяйственные договора с металлургическими и машиностроительными предприятиями страны на выполнение научно-исследовательских работ. По совету А.И. Целикова преподаватели кафедры МОМЗ и сотрудники ВНИИМЕТМАШа (А.А. Королёв, В.А. Вердеревский, Л.С. Кохан, А.Г. Навроцкий и др.) подготовили и в 1983 – 1985 гг. издали трехтомный учебник «Механическое оборудование заводов цветной металлургии», который был отмечен в 1987 г. Первой премией Министерства высшего и среднего специального образования СССР. По книгам и учебникам А.И. Целикова, А.А. Королёва и их учеников продолжают обучаться специалисты страны и многих стран Европы и Азии.

Александр Иванович Целиков, гениальный конструктор, выдающийся ученый и педагог, крупный организатор производства, является национальным достоянием России в ряду крупнейших инженеров и ученых, определивших облик страны.

## СОДЕРЖАНИЕ

## РАЦИОНАЛЬНОЕ ПРИРОДОПОЛЬЗОВАНИЕ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Герцык С.И., Туктаров Д.Б. Оценка концентрации оксидов азота	
в продуктах горения топлива	3

## МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

Шевченко А.И. Неразрушающий контроль качества адгезии пок-	
рытий на чугуне поверхностными ультразвуковыми волнами	. 8
Максимов А.Б. Разрушение термически армированной стали	12
Самусев С.В., Товмасян М.А., Хлыбов О.С., Дроздов Л.В., Ке-	
ренцев Д.Е. Экспериментальное исследование формоизмене-	
ния трубной заготовки методом фотограмметрии на участке	
пресса подгибки кромок линии ТЭСА 1420	15

## ИНЖИНИРИНГ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Большаков В.И., Буцукин В.В. Особенности развития биений в	
электромеханическом приводе с зазором в упругой связи	19
Быстров В.А., Дьяков П.К., Уманец А.Г. Условия эксплуатации и	
износ валков прокатного стана горячего металла	24
Агапитов Е.Б., Вдовин К.Н., Волков С.Ю. Моделирование и рас-	
чет конструкций литых деталей центробежных песковых и	
грунтовых насосов. Сообщение 2	30

## МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

Дашев	вский	і В.Я, Але	ксандров А	.A., .	Леонтьев Л.И	. Термодина-	
Ν	лика	растворов	кислорода	при	комплексном	раскислении	
p	аспл	авов систем	лы Fe-Co.				. 33

Краснянская И.А., Подгородецкий Г.С. Экспериментальное изу-
чение механизма удаления фосфора из оксидных расплавов
системы CaO-SiO <sub>2</sub> -MgO-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> в газовую фазу 41
Лаптев А.А., Беломытцев М.Ю., Лаптев А.И. Механические
свойства никелькремниевых сплавов 47

#### ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Фомин С.Я., Силакова Ю.В. Диалоговая процедура оперативного	
планирования технологических операций сложного многоо-	
перационного производства	51
Ячиков И.М., Костылева Е.М. Математическое моделирование	
формы дуг при их электромагнитном взаимодействии. Сооб-	
щение 2	56

## КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

Пашнин С.С., Меркер Э.Э. Прогнозирующая модель обезуглеро-	
живания и определения потерь металла с угаром при нагреве	
литой заготовки в нагревательной печи	62
Шморгун В.Г., Богданов А.И., Таубе А.О. Комплексная техноло-	
гия получения покрытий из алюминидов никеля на поверх-	
ности стальных деталей	64
Радюк А.Г., Титлянов А.Е. Совершенствование работы воздуш-	
ных фурм доменных печей напылением газопламенных по-	
крытий	65
Непряхин С.О., Шилов В.А., Шварц Д.Л. Новый метод расчета	
формоизменения металла и энергосиловых параметров при	
прокатке в универсальном балочном калибре	67

110 лет со дня рождения Целикова Александра Ивановича ............ 69

#### CONTENTS

# THE RATIONAL USE OF NATURAL RESOURCES IN THE STEEL INDUSTRY

Gertsyk S.I., Tuktarov D.B. Estimating the concentration of nitrogen	
oxides in combustion products	3

#### METALLURGICAL TECHNOLOGIES

Shevchenko A.I. Non-destructive control of quality of adhesion of cove-	
rage on cast-iron by surface ultrasonic waves	8
Maximov A.B. Destruction of the thermally reinforced steel	. 12
Samusev S.V., Tovmasyan M.A., Hlybov O.S., Drozdov L.V.,	
Kerentsev D.E. Experimental research photogrammetry method	
for the forming of pipe billet on the edge-bending press sector of	
the line TESA 1420	. 15

## ENGINEERING IN FERROUS METALLURGY

Bol'shakov V.I., Bucukin V.V. Features of beats in electromechanical	
drive with clearances in elastic coupling	. 19
Bystrov V.A., Dyakov P.K., Umanets A.G. Operating conditions and	
wear of hot metal mill rolls	. 24
Agapitov E.B., Vdovin K.N., Volkov S.J. Modeling and calculation	
of structures of cast parts of centrifugal gravel and groundwater	
pumps to optimize their geometry and the development of new	
chemical composition of the alloy. Part 2	. 30
- •	

## MATERIAL SCIENCE AND NANOTECHNOLOGIES

**Dashevskij V.Y., Aleksandrov A.A., Leontiev L.I.** Thermodynamics of oxygen solutions at complex deoxidation of the Fe–Co melts ..... 33

Krasnyanskaya I.A., Podgorodetskij G.S. Experimental investigation	
of phosphorus behaviour in CaO-SiO <sub>2</sub> -MgO-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> oxi-	
de system	41
Laptev A.A., Belomyttsev M.Yu., Laptev A.I. Mechanical properties	
of nickel-silicon alloys	47

#### INFORMATION TECHNOLOGIES AND AUTOMATIC CONTROL IN FERROUS METALLURGY

Fomin S.Ya., Silakova Yu.V. Interactive operational planning proce-	
dure of the technical operations in the compound multioperational	
manufacturing	51
Yachikov I.M., Kostyleva E.M. The mathematical modeling of arcs'	
form during their electromagnetic coupling. Message 2	56

#### **BRIEF COMMUNICATIONS**

Pashnin S.S., Merker Je.Je. Predictive model of decarburization and	
determination of metal loss with fumes during heating of cast bil-	
let in heating furnace	. 62
Shmorgun V.G., Bogdanov A.I., Taube S.A. Complex technology of	
production of nickel aluminide coatings on the surface of steel	
parts	. 64
Radyuk A.G., Titlyanov A.E. Improvement of performance of air tuy-	
eres for blast furnaces with gas-flame spraying of coatings	. 65
Nepryakhin S.O., Shilov V.A., Schwartz D.L. New method of metal	
forming and power-energy parameters calculation under roll-	
ing in universal beam groove	67
110th anniversary of the birth of Tselikov Alexander Ivanovich	. 69

Подписано в печать 21.05.2014. Формат 60×90 <sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Бум. Офсетная № 1. Печать цифровая. Усл. печ. л. 9,0. Заказ 4225.

Отпечатано в типографии Издательского Дома МИСиС. 119049, г. Москва, Ленинский пр-т, 4. Тел./факс: (499) 236-76-17, 236-76-35