

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ

ИЗВЕСТИЯ

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

3

Издается с января 1958 г. ежемесячно

2013

Главный редактор:

Ю.С. ЮСФИН

Заместитель главного редактора:

С.П. МОЧАЛОВ

Ответственный секретарь:

А.Г. ГЛЕБОВ

Заместитель ответственного секретаря:

Н.П. ОЛЕНДАРЕНКО

Члены редакционной коллегии:

М.В. АСТАХОВ

Г.В. АШИХМИН

В.Д. БЕЛОВ

Е.П. ВОЛЫНКИНА

С.М. ГОРБАТЮК

ГУОИ ТАНГ (Китай)

К.В. ГРИГОРОВИЧ, редактор раздела

«Ресурсосбережение в черной металлургии»

В.Е. ГРОМОВ

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

Е.В. ПРОТОПОПОВ

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

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;

654007, Новокузнецк, 7, Кемеровской обл., ул. Кирова, д. 42

Сибирский государственный индустриальный университет, тел. (3843) 74-86-28

Журнал представлен в сети INTERNET на сервере «Металлургическая отрасль России» (www.rusmet.ru)

по адресам: <http://www.rusmet.ru/izvuzchermet>

E-mail: ferrous@misis.ru

http://www.sibsiu.ru/Divisions_RedJIZVz.shtml

E-mail: redjizvz@sibsiu.ru

Н.Л. Кириллова, А.Г. Радюк, А.Е. Титлянов, С.М. Горбатюк

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ГАЗОТЕРМИЧЕСКОГО ПОКРЫТИЯ И ОБМАЗКИ ДЛЯ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ РАБОТЫ ВОЗДУШНЫХ ФУРМ ДОМЕННЫХ ПЕЧЕЙ

Аннотация. Для повышения стойкости воздушных фурм и снижения тепловых потерь через их поверхность обмазку на основе карбида бора наносили на фурмы с алюминиевым газотермическим покрытием после их термообработки. Дана теоретическая оценка влияния обмазки на основе B_4C на снижение тепловых потерь через воздушные фурмы. Эффективность использования обмазки подтверждена результатами опытно-промышленной проверки на ОАО «НЛМК» и металлографическими исследованиями образцов от фурм после эксплуатации.

Ключевые слова: доменная печь, воздушная фурма, стойкость, тепловые потери, алюминиевое газотермическое покрытие, обмазка на основе карбида бора.

GAS-PRODUCING SHIELDED COATING AND THERMAL COVERING USE TO IMPROVE BLAST FURNACES AIR TUYERS WORK

Abstract. To increase the resistance of the air tuyeres and reduce heat loss through the surface coating on the basis of boron carbide deposited on the tuyeres with aluminum thermal spray coating after heat treatment. Given the theoretical assessment of the impact on the basis of B_4C coating to reduce heat loss through the air tuyeres. Effective use of coating confirmed by pilot testing at OJSC “NLMK” and metallographic examination of samples from tuyeres after operation.

Keywords: blast furnace, air tuyere, resistance, thermal losses, aluminum thermal coatings, coating based on boron carbide.

Воздушные фурмы являются одним из важнейших элементов конструкции доменной печи, определяющих эффективность ее работы; выход фурм из строя влечет за собой необходимость остановки печи для замены разрушенной фурмы. Простои печи по этой причине приводят к существенному снижению выплавки чугуна и увеличению расхода кокса. Кроме того, на воздушные фурмы приходится 30 % всех тепловых потерь в печи. Поэтому проблема повышения стойкости воздушных фурм и снижения тепловых потерь через их поверхность является актуальной.

В настоящее время данная проблема решается преимущественно нанесением газотермических покрытий на рабочую поверхность фурмы [1 – 3]. Для дальнейшего повышения стойкости воздушных фурм и снижения тепловых потерь через их поверхность целесообразно дополнительно использовать абразивостойкую огнеупорную обмазку на основе карбида бора.

Карбид бора B_4C – уникальное по своим физико-механическим свойствам соединение. Температура плавления карбида бора – 2350 °С. По твердости карбид бора уступает только алмазу. Инструмент из карбида бора может работать при высоких температурах в окислительных средах.

На основе карбида бора в Центральном научно-исследовательском институте технологии машиностроения изготавливают обмазку, не смачиваемую металлом [4, 5].

Обмазку на основе карбида бора B_4C наносили на рабочую поверхность фурмы сверху термообработанного алюминиевого газотермического покрытия.

Оценим влияние обмазки на основе B_4C на снижение тепловых потерь через воздушные фурмы. Рассчитаем тепловые потери для фурмы, на рабочую поверхность которой дополнительно нанесена обмазка на основе B_4C .

Для этого воспользуемся методикой расчета тепловых потерь через воздушную фурму [6]. В работе использованы формулы стационарной теплопроводности для плоской стенки [7].

Тепловой поток через поверхность фурмы:

$$\begin{aligned} Q &= Q_n + Q_p + Q_d = q_n S_n + q_p S_p + q_d S_d = \\ &= K_n (t_r - t_b) S_n + K_p (t_r - t_b) S_p + \\ &\quad + K_d (t_r - t_b) S_d, \text{ Ккал/ч}, \end{aligned} \quad (1)$$

где Q_n, Q_p, Q_d – тепловой поток через наружный стакан, рьяльную (снаружи и торца) часть фурмы и со стороны дутьевого канала соответственно (рис. 1), Ккал/ч; q_n, q_p, q_d – удельный тепловой поток через наружный стакан, рьяльную часть фурмы и со стороны дутьевого канала соответственно, Ккал/($m^2 \cdot ч$); S_n, S_p, S_d – площадь наружного стакана, рьяльной части фурмы и со стороны дутьевого канала соответственно, m^2 ; K_n, K_p, K_d – коэффициент теплопередачи тепла через наружный стакан, рьяльную часть фурмы и со стороны дутьевого канала соответственно, Ккал/($m^2 \cdot ч \cdot ^\circ C$); t_r, t_d – околофурменная температура в горне и температура горячего дутья соответственно, $^\circ C$; t_b – температура воды в фурме, $^\circ C$.

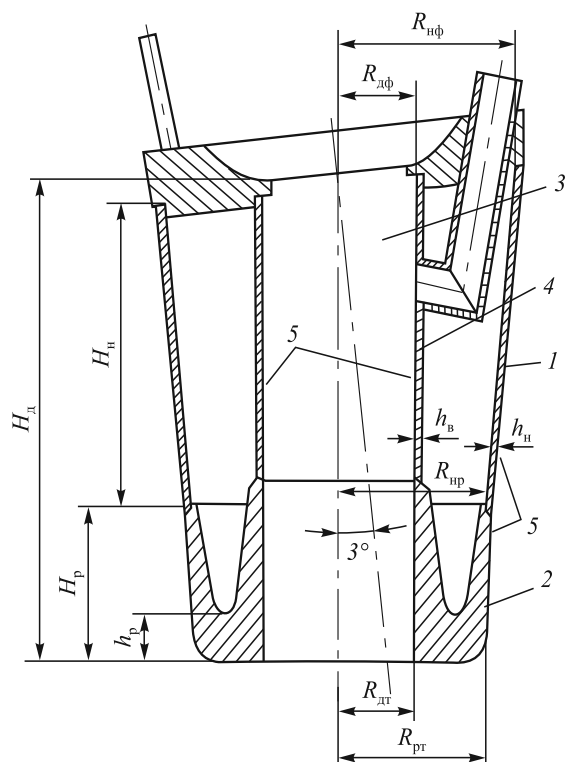


Рис. 1. Продольное сечение воздушной фурмы:
1 – наружный стакан; 2 – рыльная часть; 3 – дутьевой канал;
4 – внутренний стакан; 5 – покрытие

$$K_n = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{гн}} + \frac{h_n}{\lambda_{Cu}} + \sum_{i=1}^m \frac{h_i}{\lambda_i} + \frac{1}{\alpha_b}}, \text{ Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C}), \quad (2)$$

где $\alpha_{гн}$ – коэффициент теплоотдачи наружному стакану со стороны горна, $\text{Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; h_n, h_i – толщина наружного стакана и i -го материала покрытия соответственно (см. рис. 1), мм; λ_{Cu}, λ_i – коэффициент теплопроводности меди М1 и i -го материала покрытия соответственно, $\text{Ккал}/(\text{м} \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; m – количество материалов покрытия; α_b – коэффициент теплоотдачи от стенки фурмы к воде, $\text{Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$.

$$K_p = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{гп}} + \frac{h_p}{\lambda_{Cu}} + \sum_{i=1}^m \frac{h_i}{\lambda_i} + \frac{1}{\alpha_b}}, \text{ Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C}), \quad (3)$$

где $\alpha_{гп}$ – коэффициент теплоотдачи рыльной части со стороны горна, $\text{Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; h_p – толщина торцевой поверхности рыльной части (см. рис. 1), мм.

$$K_d = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_d} + \frac{h_b}{\lambda_{Cu}} + \sum_{i=1}^m \frac{h_i}{\lambda_i} + \frac{1}{\alpha_b}}, \text{ Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C}), \quad (4)$$

где α_d – коэффициент теплоотдачи дутьевому каналу от горячего дутья, $\text{Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; h_b – толщина внутреннего стакана (см. рис. 1), мм.

$$S_n = 2\pi \frac{R_{нр} + R_{нф}}{2} H_n, \quad (5)$$

где $R_{нр}$ – радиус наружного стакана у рыльной части (см. рис. 1), м; $R_{нф}$ – радиус наружного стакана у фланца (см. рис. 1), м; H_n – высота наружного стакана (см. рис. 1), м.

$$S_p = \pi(R_{пт}^2 - R_{дт}^2) + 2\pi \frac{R_{пт} + R_{нр}}{2} H_p, \quad (6)$$

где $R_{пт}$ – радиус рыльной части у торцевой поверхности (см. рис. 1), м; $R_{дт}$ – радиус дутьевого канала у торцевой поверхности (см. рис. 1), м; H_p – высота рыльной части (см. рис. 1), м.

$$S_d = 2\pi \frac{R_{дт} + R_{дф}}{2} H_d, \quad (7)$$

где $R_{дф}$ – радиус дутьевого канала у фланца (см. рис. 1), м; H_d – высота дутьевого канала (см. рис. 1), м.

Расчет тепловых потерь через поверхность воздушных фурм был проведен для условий доменной печи (ДП) № 5 ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат» (НЛМК).

Принимаем $t_{г} = 1600^\circ\text{C}$; $t_{д} = 1150^\circ\text{C}$; $t_{в} = 30^\circ\text{C}$; $h_n = 7,0 \text{ мм}$; $h_p = 45,0 \text{ мм}$; $h_b = 5,0 \text{ мм}$; $h_1 = 1,5 \text{ мм}$; $h_2 = 1,0 \text{ мм}$; $\lambda_{Cu} = 357,4 \text{ Ккал}/(\text{м} \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; $\lambda_1 = 25,7 \text{ Ккал}/(\text{м} \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; $\lambda_2 = 15,0 \text{ Ккал}/(\text{м} \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$ [8]; $\alpha_{гн} = \alpha_{гп} = 115 \text{ Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; $\alpha_d = 360 \text{ Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; $\alpha_b = 5000 \text{ Ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C})$; $R_{нр} = 154 \text{ мм}$; $R_{нф} = 185 \text{ мм}$; $R_{пт} = 140 \text{ мм}$; $R_{дт} = 72,5 \text{ мм}$; $R_{дф} = 72,5 \text{ мм}$; $H_n = 310 \text{ мм}$; $H_p = 132 \text{ мм}$; $H_d = 440 \text{ мм}$.

Первоначально были рассчитаны тепловые потери через поверхность фурмы с термообработанным Al покрытием, которые составили $Q = 159\,991,3 \text{ Ккал}/\text{ч}$.

Для фурмы с дополнительным слоем обмазки вода, охлаждающая фурму, забирает от газов печи тепло (наружная поверхность фурмы).

По формуле (2)

$$K_n = \frac{1}{\frac{1}{115} + \frac{0,007}{357,4} + \frac{0,0015}{25,7} + \frac{0,001}{15,0} + \frac{1}{5000}} = 110,6 \frac{\text{Ккал}}{\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C}}$$

Согласно формуле (5) $S_n = 0,329 \text{ м}^2$; $Q_n = 110,6 \cdot (1600 - 30) \cdot 0,329 = 57\,167,1 \text{ Ккал}/\text{ч}$.

По формуле (3)

$$K_p = \frac{1}{\frac{1}{115} + \frac{0,045}{357,4} + \frac{0,0015}{25,7} + \frac{0,001}{15,0} + \frac{1}{5000}} = 109,3 \frac{\text{Ккал}}{\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C}}$$

Согласно формуле (6) $S_p = 0,167 \text{ м}^2$; $Q_p = 109,3 \cdot (1600 - 30) \cdot 0,167 = 28\,590,9 \text{ Ккал}/\text{ч}$.

Вода, охлаждающая фурму, забирает от горячего дутья тепло.

По формуле (4) коэффициент теплопередачи тепла

Таблица 1

Характеристики работы воздушных фурм с покрытием и обмазкой

Номер фурмы	Печь	Прибор	Дата установки	Дата снятия	Стойкость, сут.	Причина снятия
358	5	22	17.06.2011	28.09.2011	103	Трещина
373	6	20*	08.06.2011	28.01.2012	234	Трещина

* В экспериментальной фурме, установленной на приборе 20 (ДП № 6), использовали термопару.

$$K_d = \frac{1}{\frac{1}{360} + \frac{0,005}{357,4} + \frac{0,0015}{25,7} + \frac{0,001}{15,0} + \frac{1}{5000}} = 320,8 \frac{\text{Ккал}}{\text{м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C}}$$

Согласно формуле (7) $S_d = 0,2 \text{ м}^2$; $Q_d = 320,8 \cdot (1150 - 30) \cdot 0,2 = 72\,024,4 \text{ Ккал/ч}$.

Общие тепловые потери на экспериментальной фурме согласно формуле (1):

$$Q_{B_4C} = 57\,167,1 + 28\,590,9 + 72\,024,4 = 157\,782,4 \text{ Ккал/ч.}$$

Следовательно дополнительно нанесенная обмазка на основе B_4C дает снижение тепловых потерь на величину

$$\Delta Q = \frac{Q_{Al} - Q_{B_4C}}{Q_{Al}} \cdot 100 \% = \frac{159\,991,3 - 157\,782,4}{159\,991,3} \cdot 100 \% = 1,4 \%$$

В расчетах не учтено изменение $\alpha_{тн} = \alpha_{тр}$ – коэффициентов теплоотдачи от газов горна и α_d – коэффициента теплоотдачи от горячего дутья из-за присутствия обмазки на основе B_4C на рабочей поверхности фурмы.

Общие потери тепла через фурменные приборы при использовании фурм с Al покрытием определяем по формуле

$$Q_{общ} = Q_n = 159\,991,3 \cdot 32 = 5\,119\,721,6 \text{ Ккал/ч}$$

(число работающих воздушных фурм на ДП № 5 – $n = 32$).

Снижение расхода кокса при выплавке 1 т чугуна на ДП № 5 в случае использования фурм с обмазкой на основе B_4C следует ожидать равным:

$$\Delta P = \frac{24 Q_{общ} \Delta Q}{Q_k P_d} = \frac{24 \cdot 5\,119\,721,6 \cdot 0,014}{3499 \cdot 7500} = 0,07 \text{ кг/т,}$$

где Q_k – теплота неполного сгорания кокса, 3499 Ккал/кг (приняли половину от теплоты полного сгорания кокса); P_d – производительность доменной печи.

Экспериментальные воздушные фурмы с покрытием и обмазкой были установлены на ДП № 5 и 6 ОАО «НЛМК» (табл. 1).

Обе фурмы вышли из строя по причине «трещина». Средняя стойкость серийных фурм на ДП № 5,

снятых по причине «трещина», за период эксплуатации фурмы № 358 составила 79 сут, а серийных фурм на ДП № 6, снятых в 2011 г., – 161 сут. Следовательно стойкость экспериментальных фурм превысила стойкость серийных.

Средние значения тепловых потерь, например, за декабрь 2011 г. на фурмах с обмазкой (фурменный прибор 20) и без обмазки (фурменный прибор 19), установленных на ДП № 6, составили 114,7 и 119,0 Мкал/ч соответственно, т.е. экономия тепла составила 3,6 %.

Из снятой фурмы № 373 были вырезаны образцы: 373.1 – верх внутреннего стакана, 373.2 – низ внутреннего стакана, переданные на металлографические исследования.

На всех предоставленных образцах выявлен несплошный диффузионный слой (имеются участки без покрытия, рис. 2). Приповерхностная зона всех проб характеризуется пористой зоной. Толщина диффузионных слоев приведена в табл. 2.

Структура слоя на всех образцах идентична и имеет двухфазное строение: α -фаза (основная составляющая) и эвтектид ($\alpha + \gamma_2$). На всех образцах зона эвтектидной смеси состоит из отдельных единичных участков и располагается у поверхности покрытия.

На всех образцах в несплошных участках обнаружены продукты окисления, в составе которых выявлены Cu (87,5 – 89,6 %) и O (10,4 – 12,5 %) (светло-серая масса). Поры в приповерхностной зоне всех образцов частично заполнены оксидами, содержащими [O], [Al], [Cu], [Si]. Как известно [4, 5], Al_2O_3 и SiO_2 входят в состав обмазки.

Локальный химический состав фаз исследованных образцов представлен в табл. 3.

Таблица 2

Результаты определения геометрических размеров слоя

Номер образца	Толщина диффузионного слоя, * мкм			Средняя толщина пористого слоя, мкм
	средняя	минимальная	максимальная	
373.1	185	35	415	40
373.2	110	30	300	30

* Толщина слоя указана без учета участков несплошностей.

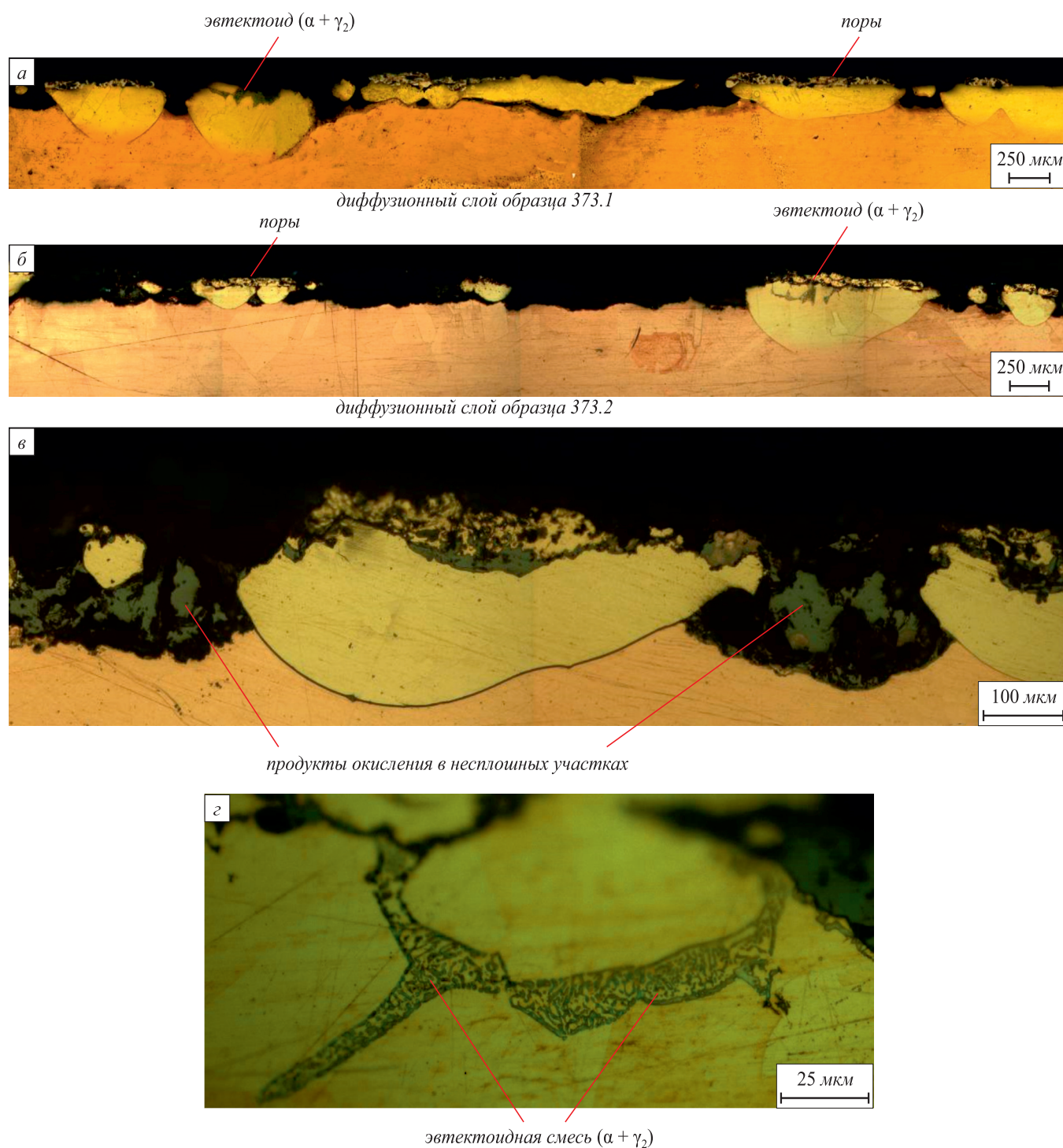


Рис. 2. Структура диффузионного слоя образцов 373.1, 373.2

Таблица 3

Локальный химический состав фаз

Химический состав фаз, %		Образец 373.1			Образец 373.2		
		Al	Si	Cu	Al	Si	Cu
эвтектоид ($\alpha + \gamma_2$)	α -фаза	8,9 – 9,0	0,8 – 0,9	90,1 – 90,2	9,1 – 9,3	0,6 – 0,7	90,0 – 90,2
	γ_2 -фаза	14,8 – 15,2	0,8 – 1,0	83,8 – 84,3	15,5 – 15,6	0,7 – 0,8	83,5 – 83,7
α -фаза		7,0 – 8,5	0,4 – 0,6	90,5 – 92,7	6,6 – 7,0	0,4 – 0,6	92,9 – 95,5

Микротвердость фаз предоставленных на исследование образцов приведена в табл. 4.

Выводы. Нанесение обмазки на рабочую поверхность воздушных фурм доменных печей сверху термообработанного алюминиевого газотермического покрытия способствует повышению стойкости фурм и снижению тепловых потерь через их поверхность.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пат. 2215043 РФ. МКИ С21В7/16. Способ подготовки к работе фурмы доменной печи / В.Н. Григорьев, Г.И. Урбанович, Е.Г. Урбанович и др. Заявл. 11.12.2001, опубл. 27.10.2002. Бюл. № 30.
2. Пат. 2387716 РФ. С21В7/16. Способ подготовки фурмы доменной печи / А.Г. Радюк, А.Е. Титлянов, С.С. Ляпин и др. Заявл. 27.03.2008, опубл. 27.04.2010. Бюл. № 12.
3. Пат. 2465333 РФ. С21В7/16. Способ подготовки к работе воздушной фурмы доменной печи / А.Г. Радюк, А.Е. Титлянов, Д.С. Васильев и др. Заявл. 04.02.2011, опубл. 27.10.2012. Бюл. № 30.
4. Луканин В.Л., Орлов А.С., Удалова Е.В. Износостойкое керамическое покрытие, продлевающее эксплуатационный ресурс деталей, подвергаемых абразивному износу // Ресурсосберегающие технологии ремонта, восстановления и упрочнения деталей машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки от нано – до макроуровня: Сб. тр. XIII Междун. научно-практич. конф. – С.-П., 2011. Ч. 2. С. 204 – 209.
5. Пат. 2453568 РФ. С09D5/18. Способ защиты поверхностей от абразивного износа / Луканин В.Л., Удалова Е.В. Заявл. 02.02.2011, опубл. 20.06.2012 Бюл. № 17.
6. Пат. № 2235789 РФ. МКИ С21В7/16. Дутьевая фурма доменной печи и способ нанесения защитного покрытия на дутьевую фурму доменной печи / А.Г. Маншилин, Е.Н. Складановский, В.И. Нецветов и др. Заявл. 04.11.2002, опубл. 27.05.2004 Бюл. № 15.
7. Кутателадзе С.С., Борищанский В.М. Справочник по теплопередаче. – Л. – М.: Госэнергоиздат, 1959. – 414 с.
8. Огнеупоры для космоса: Справ. –М.: Металлургия, 1967. – 266 с.

© 2013 г. Н.Л. Кириллова, А.Г. Радюк,
А.Е. Титлянов, С.М. Горбатюк
Поступила 15 января 2013 г.

Таблица 4

Средние значения микротвердости фаз

Анализируемая фаза	Микротвердость, Н _{μ50}	
	образец 373.1	образец 373.2
Эвтектид ($\alpha + \gamma_2$)	210	193
α -фаза	117	97
Медная основа	57	51

В.А. Тюрин, Д.В. Батяев

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

ОЦЕНКА АДЕКВАТНОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ПРОИЗВОДСТВА КОЛЕЦ

Аннотация. Представлены результаты моделирования процесса обжатия цилиндрических заготовок тремя методами: компьютерным моделированием в конечно-элементной системе QForm, расчетом по уравнению регрессии и физическими экспериментами в промышленных условиях. Дана оценка адекватности результатов моделирования. Установлено, что результаты расчетов по математической модели совпадают с результатами моделирования в QForm в шести из восьми опытов (75 %). Результаты промышленного эксперимента совпадают с результатами компьютерного моделирования в QForm по форме боковой поверхности осажённой заготовки в пяти из восьми опытов (62,5 %).

Ключевые слова: кольца, осадка, конические бойки, форма бочки, моделирование, QForm.

RINGS PRODUCTION PROCESS MODELLING ADEQUATION ESTIMATION

Abstract. Results of modeling of cylindrical blanks upsetting process are presented. Authors used three methods: computer simulating in finite-elements system QForm, calculation by the mathematical regress equation and physical experimentals in industrial environments. In the paper an adequacy evaluation of simulating results are given. Results of calculations on mathematical model coincide with results of simulating in QForm in 6 of 8 experiences (75 %). Results of industrial experiment coincide with results of computer simulating in QForm, under the form of a lateral surface of the upseted blanks in 5 of 8 experiences (62,5 %).

Keywords: rings, upsetting, conical dies, the shape of the barrel, modelling, simulation, QForm.

Процесс производства колец включает предварительную ковку слитка (осадку и протяжку слитка). Далее отрезанную мерную заготовку осаживают, прошивают, просекают и раскатывают.

В данной работе произведено сравнение результатов исследования процесса производства колец, полученных в промышленном эксперименте, с результатами компьютерного и математического моделирования.

Дана оценка адекватности результатов исследования, полученных перечисленными выше методами для важнейшей операции производства колец – осадки заготовок комбинированным способом – коническими и плоскими бойками.

Сходимость данных оценивали по качественному признаку – форме боковой поверхности заготовок (бочки) после осадки.

Общеизвестные формы бочки у заготовок при осадке плоскими бойками – двойная, вогнутая, прямая и выпуклая бочки (рис. 1, а – г). При комбинированной осадке сначала коническими, а затем плоскими бойками [1] боковая поверхность заготовки может принять сложную форму, например, в виде тройной бочки (рис. 1, д).

На рис. 2 показана форма бочки, получаемая после осадки заготовки сначала коническими, а затем плоскими бойками. На торце заготовки может остаться «чашка» – не выпрямившаяся часть торца (рис. 2, а), или торец станет плоским (рис. 2, б). При дальнейшем обжатии заготовки плоскими бойками бочка примет выпуклую форму.

Из всех показанных выше форм бочек для процесса производства колец наилучшей является прямая бочка. Это связано с меньшей неравномерностью деформации в заготовке и сокращением времени последующей раскатки по сравнению с раскаткой заготовки с выпуклой бочкой.

Форма бочки заготовки для оценки адекватности результатов моделирования оказалась более наглядным качественным критерием сходимости, чем количественные показатели, так как при одинаковом объеме металла, находящегося в бочкообразной части заготовки*, могут быть различные формы бочки (см. рис. 1).

В условиях завода ОАО «Русполимет» провели обжатие заготовок коническими и плоскими бойками. Для режимов промышленного эксперимента разработали математическую модель с технологическими факторами:

$$y = 2,859 + 0,422x_2 - 0,234x_3 - 0,089x_4 + 0,099x_1x_2 + \\ + 0,207x_1x_4 + 0,203x_2x_3 - 0,172x_2x_4 + 0,089x_3x_4 - \\ - 0,061x_1x_3x_4 - 0,120x_2x_3x_4,$$

* Относительную величину объема металла, находящегося в бочкообразной части заготовки, называют показателем бочкообразности [2 – 4].

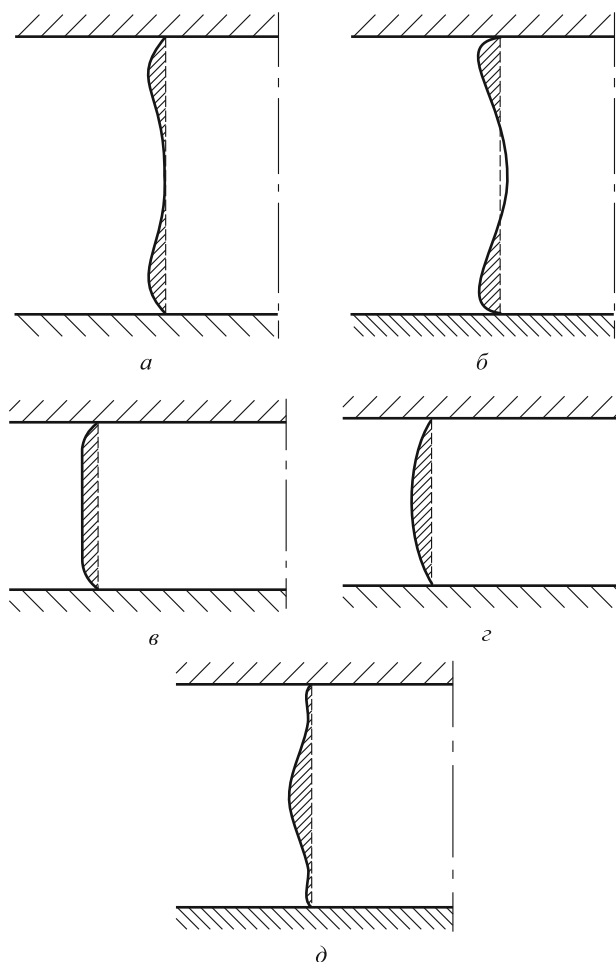


Рис. 1. Пример одинакового объема бочкообразности (заштрихован) у заготовок с различными формами бочек:
а – двойной; б – вогнутой; в – прямой; г – выпуклой;
д – сложной

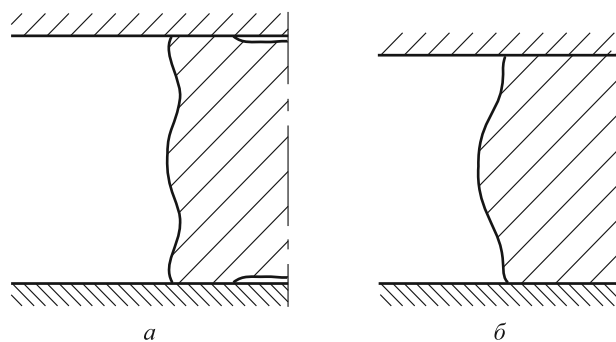


Рис. 2. Бочка сложной формы у обжатых заготовок:
а – торец не полностью плоский, б – торец плоский

где x_1 – отношение исходной высоты к исходному диаметру заготовки; x_2 – степень деформации заготовки по высоте в конце осадки коническими бойками; x_3 – суммарная степень деформации заготовки по высоте в конце осадки сначала коническими, а затем плоскими бойками; x_4 – отношение диаметра плоской рабочей площадки конического бойка к исходному диаметру заготовки.

Фактор x_1 оказался незначимым и в уравнение регрессии самостоятельно не вошел, однако принимает участие в эффектах взаимодействия двух и трех факторов.

Результатом вычисления параметра оптимизации станет число от 1 до 5, соответствующее конкретной форме бочки: 1 – сложной формы, 2 – выпуклая, 3 – прямая, 4 – двойная, 5 – вогнутая. Такая последовательность форм бочек выбрана на основании анализа 64 опытов полного факторного эксперимента и предшествовавших ему дополнительных 19 опытов.

В таблице даны результаты расчета формы бочек восьми заготовок. Для иллюстрации данных таблицы на рис. 3 показаны формы бочек, полученных моделированием в QForm и обжатых в промышленных условиях.

Результаты расчетов двумя методами показывают, что форма бочки совпадает у шести из восьми обжатых заготовок. Результаты вычислений по уравнению и промышленного эксперимента совпали для трех из восьми заготовок; результаты, полученные моделированием в QForm совпали для пяти из восьми заготовок; результаты вычислений, моделирования и промышленного эксперимента совпали для трех из восьми заготовок.

Выводы. Математическая модель описания формы бочки после комбинированной осадки позволяет заменить компьютерное моделирование в QForm в 75 % опытов, так как результаты расчетов по математической модели совпадают с результатами компьютерного моделирования в QForm в шести из восьми опытов.

Результаты промышленного эксперимента и результаты компьютерного моделирования в QForm по форме боковой поверхности осажённой заготовки совпадают в 62,5 % опытов.

Результаты расчетов, моделирования и промышленного эксперимента совпали в 37,5 % опытов.

При моделировании производства колец следует выполнить математическое моделирование на основе уравнения регрессии.

Формы бочек у обжатых заготовок

Номер заготовки	Вычисленные по уравнению	Полученные моделированием в QForm	Полученные в промышленном эксперименте
1	1	1	3
2	2	2	3
3	3	3	3
4	3	3	2
5	3	3	3
6	2	2	2
7	3	2	2
8	3	2	2

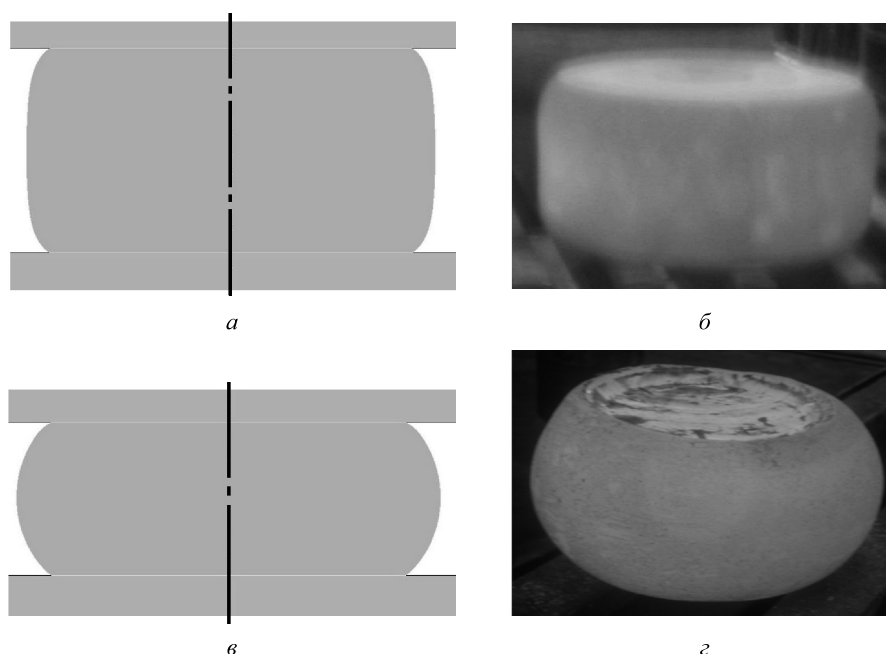


Рис. 3. Компьютерные изображения (а, в) и фотографии промышленных заготовок из стали 55 (б) и сплава ЭП708 (з) после обжатия коническими и плоскими бойками

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пат. 2465979 РФ. В21К 1/28, В21J 1/06. Способ производства кольцевых изделий. / В.А. Тюрин, Д.В. Батяев, Ю.В. Луканин, А.Л. Сапунов. Оpubл. 10.11.2012. Бюл. № 31.
2. О х р и м е н к о Я.М. Технология кузнечно-штамповочного производства: Учеб. для вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1976. – 560 с.
3. С т о р о ж е в М.В., П о п о в Е.А. Теория обработки металлов давлением: Учеб. для вузов. Изд. 4-е, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.
4. З и б е л ь Э. Обработка металлов в пластическом состоянии. Теоретическое обоснование процессов обработки металлов давлением: Учеб. для металлург. вузов. – М.: Металлургиздат, 1934. – 199 с.

© 2013 г. В.А. Тюрин, Д.В. Батяев
Поступила 7 февраля 2013 г.

УДК 621.73

Г.А. Орлов

Уральский федеральный университет

ИНЖЕНЕРНАЯ ОЦЕНКА ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Аннотация. Предложен вариант количественной оценки обрабатываемости металлов давлением по стандартным методам испытаний механических свойств. Получены связи научных и инженерных характеристик оценки деформируемости для использования результатов научных исследований в заводской практике, ориентируясь на стандартные методы испытаний. Приведен пример использования полученных формул для оценки предельного коэффициента вытяжки для ряда сталей в процессах прокатки и волочения. Предложенная методика может использоваться для оценки обрабатываемости новых сталей и сплавов.

Ключевые слова: обрабатываемость металлов давлением, механические свойства, научные и инженерные характеристики деформируемости, предельный коэффициент вытяжки, прокатка, волочение.

PLASTIC METAL WORKING ENGINEERING ASSESSMENT

Abstract. The variant of a quantitative estimation of treatability metals by pressure on standard test methods of mechanical properties is offered. Communications of scientific and engineering characteristics of an estimation of deformability for use of results of scientific researches in factory practice are received, being guided on standard test methods. The example of use of the received equations for an estimation of limiting elongation ratio for a number of steels in processes of rolling and drawings is resulted. The offered technique can be used for an estimation treatability new steels and alloys.

Keywords: treatability metals by pressure, mechanical properties, scientific and engineering characteristics of deformability, limiting elongation ratio, rolling and drawings.

В теории обработки металлов давлением (ОМД) обрабатываемость металла оценивают пластичностью как способностью деформироваться без разрушения и сопротивлением деформации, определяющим энергоёмкость деформирования через потребное усилие. Пластичность оценивается предельной степенью деформации, накопленной к моменту разрушения при заданной схеме напряженного состояния и определяется в специальных опытах [2]. Функционально эти характеристики представляются в виде диаграмм пластичности и кривых упрочнения. Для использования диаграмм пластичности необходимы сведения о характеристиках напряженного состояния в очаге деформации и накопленной степени деформации, которые в инженерной практике обычно не применяются. Для оценки степени деформации обычно применяются различные коэффициенты обжатия и вытяжки, связывающие начальные и конечные размеры тела без учета неравномерности в очаге деформации. Поэтому необходимо установить связи научных и инженерных характеристик, например предельной степени деформации и предельного коэффициента вытяжки с учетом неравномерности деформации через эмпирические коэффициенты.

В инженерной и заводской практике обычно отсутствует оборудование для определения диаграмм пластичности и кривых упрочнения, поэтому обрабатываемость давлением оценивается через стандартные механические свойства металла при комнатной температуре. Пластические свойства определяются относительным удлинением δ и сужением ψ , а энергоёмкость деформирования – временным сопротивлением σ_B и

пределом текучести σ_T . Сопротивление деформации – это напряжение, значение которого находится между пределом текучести и временным сопротивлением, т. е. временное сопротивление определяет максимально возможное значение сопротивления деформации. Оценка обрабатываемости делается обычно на качественном уровне (высокая, низкая и др.), что не позволяет оценивать пригодность к ОМД новых сталей и сплавов. В настоящей работе предложен вариант количественной оценки обрабатываемости металлов по стандартным методам испытаний. Также получены связи научных и инженерных характеристик оценки деформируемости для использования результатов научных исследований в заводской практике, ориентируясь на стандартные методы испытаний.

Представим обрабатываемость по 100-балльной шкале как произведение трех коэффициентов:

$$Q = 100K_1K_2K_3, \quad (1)$$

где $K_1 = \frac{\delta + \psi}{(\delta + \psi)_0} = \frac{\delta + \psi}{100}$ – коэффициент, учитывающий

пластичность металла; $(\delta + \psi)_0$ – эталонная пластичность, принятая за 100 %, что примерно соответствует очень пластичным сплавам (например, для стали 08 – 93 %, для латуни Л68 – 125 %, для алюминиевого

сплава АД1 – 115 %); $K_2 = \frac{1 - 0,1 \frac{\sigma_B}{\sigma_T}}{1 - 0,1 \left(\frac{\sigma_B}{\sigma_T} \right)_0} = \frac{1 - 0,1 \frac{\sigma_B}{\sigma_T}}{0,9}$ –

коэффициент, учитывающий интенсивность упрочнения металла, чем больше отношение $\sigma_{\text{в}}/\sigma_{\text{т}}$, тем хуже обрабатываемость металла; эталонное значение $(\sigma_{\text{в}}/\sigma_{\text{т}})_{\text{э}} = 1$; 0,1 – масштабный коэффициент;

$$K_3 = \frac{1 - 0,0001(\sigma_{\text{в}} + \sigma_{\text{т}})}{1 - 0,0001(\sigma_{\text{в}} + \sigma_{\text{т}})_{\text{э}}} = \frac{1 - 0,0001(\sigma_{\text{в}} + \sigma_{\text{т}})}{0,985} - \text{коэф-}$$

фициент, оценивающий энергоёмкость деформирования по сумме $(\sigma_{\text{в}} + \sigma_{\text{т}})$, от чего зависит усилие деформации; 0,0001 – масштабный коэффициент. За эта-

лонное значение суммы $(\sigma_{\text{в}} + \sigma_{\text{т}})_{\text{э}} = 150$ МПа принято примерное среднее значение для легкодеформируемых сплавов. Например, для сплава АД1 эта сумма равна 110 МПа, для АД31 – 140 МПа, для АМц – 180 МПа.

Для оценки работоспособности формулы (1) использованы данные справочника [1] по стандартным механическим испытаниям различных сплавов и качественной оценки деформируемости, приведенные в табл. 1. Шкала оценок в табл. 1 с использованием формулы (1) выбрана следующим образом:

Таблица 1

Оценка обрабатываемости давлением

Марка стали (сплава)	$\sigma_{\text{т}}$, МПа	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	δ , %	Ψ , %	Обрабатываемость давлением	
					балл	качественная оценка
Стали						
08	200	330	33	60	84	ВВ
10	210	340	31	55	78	ВВ
20	250	420	25	55	71	В
45	360	610	16	40	48	У
60	410	690	12	35	40	Н
15Х	500	700	12	45	49	У
45Х	850	1050	9	45	44	У
45Г2	410	700	11	40	43	Н
38ХС	700	900	13	50	53	У
30ХМ	750	950	11	45	46	У
15ХФ	550	750	13	50	54	У
20ХН	600	800	14	50	55	У
50ХН	900	1100	9	40	39	Н
30ХГС	850	1100	10	45	44	У
ШХ15	420	730	21	46	56	У
X18H10T	200	550	40	55	73	В
Алюминиевые сплавы						
АД1	30	80	35	80	96	ВВ
АМц	50	130	23	70	87	ВВ
АМг3	90	190	15	65	80	ВВ
АД31	50	90	25	30	51	У
Д1	250	410	15	30	40	У
Медные сплавы						
Л68	91	320	55	70	89	ВВ
ЛО60-1	150	380	40	46	70	В
ЛЖМц59-1-1	170	450	50	55	83	В
ЛС60-1	130	370	45	30	63	В
Бр. ОФ4-0,25	—	340	52	—	83	В
Бр. ОЦ4-3	250	350	40	—	65	В
Бр. ОФ10-1	200	350	10	10	22	Н
Титановые сплавы						
ОТ4	600	800	20	52	61	У
ВТ4	750	850	22	30	44	Н
ВТ6	850	950	13	45	48	В
Магниевые сплавы						
МА2	170	270	10	27	34	Н
МА8	170	270	10	28	35	Н
МА18	155	185	30	60	88	ВВ

80 – 100 – весьма высокая обрабатываемость (вв);
60 – 80 – высокая (в);
40 – 60 – удовлетворительная (у);
20 – 40 – низкая (н);
менее 20 – не обрабатывается ОМД.

Расчеты показали, что предложенная балльная оценка совпадает с качественной оценкой по справочнику [1], т. е. предложенная методика может быть использована для оценки обрабатываемости давлением новых сталей и сплавов.

В теории ОМД пластичность оценивается инвариантной (не зависящей от системы координат) характеристикой – предельной степенью деформации сдвига, которую может выдержать металл до разрушения Λ_p . Однако в производственных условиях и в теории механических свойств пластичность оценивают относительным удлинением δ или сужением Ψ в %. Установим связь между этими характеристиками.

Степень деформации сдвига при монотонном растяжении цилиндрического образца рассчитывается по формуле [2]

$$\Lambda = \sqrt{3} \ln \frac{F_0}{F} = \sqrt{3} \ln \frac{L}{L_0}, \quad (2)$$

где F_0, L_0 и F, L – площади поперечного сечения и длины образца до деформации и текущие соответственно.

В момент разрушения $F = F_p, L = L_p$ и, учитывая, что $\Psi = \frac{F_0 - F_p}{F_0} 100 \%, \delta = \frac{L_p - L_0}{L_0} 100 \%, \frac{F_0}{F_p} = \frac{100}{100 - \Psi}, \frac{L_p}{L_0} = \frac{100 + \delta}{100}$, получим из (2):

$$\Lambda_p = \sqrt{3} k_\Psi \ln \frac{100}{100 - \Psi}; \quad (3)$$

$$\Lambda_p = \sqrt{3} k_\delta \ln \frac{100 + \delta}{100}, \quad (4)$$

где k_Ψ, k_δ – коэффициенты немонотонности деформации при образовании шейки в поперечном и продольном направлениях соответственно.

Расчеты по формулам (3) и (4), выполненные с использованием данных табл. 1 и диаграмм пластичности, приведенных в работе [2] показали, что для большинства сплавов можно принять $k_\Psi = 1,1 - 1,3; k_\delta = 3,0 - 3,3$. Заметим, что формулы (3) и (4) пригодны для оценки пластичности при показателе напряженного состояния $\sigma/T = 0,58$, что соответствует одноосному растяжению. Такие зоны растягивающих напряжений наблюдаются при волочении, а также при прокатке и ковке на свободных поверхностях металла, где возможно появление трещин.

В производственных условиях деформацию заготовки при ОМД оценивают чаще всего коэффициентом вытяжки $\mu = \frac{F_0}{F} = \frac{L}{L_0}$, через который можно выразить

степень деформации сдвига при удлинении цилиндрической заготовки, используя формулу (2):

$$\Lambda = \sqrt{3} k_{\text{нем}} \ln \mu, \quad (5)$$

где $k_{\text{нем}} = 1,2 - 1,5$ – коэффициент немонотонности деформации в зависимости от способа ОМД (имеются в виду стационарные процессы ОМД прокатки и волочения).

Предельной степени деформации (5) можно поставить в соответствие формулу

$$\Lambda_p = \sqrt{3} k_{\text{нем}} \ln \mu_p, \quad (6)$$

из которой предельный коэффициент вытяжки, который выдерживает металл до разрушения, может быть определен так:

$$\mu_p = \exp \left(\frac{\Lambda_p}{\sqrt{3} k_{\text{нем}}} \right). \quad (7)$$

Формулу (7) можно применять для определения предельных коэффициентов вытяжки с использованием исследований пластичности металлов и диаграмм пластичности. При отсутствии данных об исследовании пластичности ее можно определить по результатам стандартных испытаний по формулам (3) или (4), а затем рассчитать предельные коэффициенты вытяжки за один проход по формуле (7).

Для примера в табл. 2 приведены расчеты пластичности и предельного коэффициента вытяжки за один

Таблица 2

Предельные коэффициенты вытяжки за проход

Сталь	$\delta, \%$	$\Psi, \%$	Λ_p	m_p
08	33	60	1,62	1,87
10	31	55	1,54	1,81
20	25	55	1,27	1,63
45	16	40	0,84	1,38
60	12	35	0,64	1,28
15X	12	45	0,64	1,28
45X	9	45	0,49	1,20
45Г2	11	40	0,59	1,25
38ХС	13	50	0,69	1,30
30ХМ	11	45	0,59	1,25
15ХФ	13	50	0,69	1,30
20ХН	14	50	0,74	1,33
50ХН	9	40	0,49	1,20
30ХГС	10	45	0,54	1,23
ШХ 15	21	46	1,08	1,52
X18H10T	40	55	1,92	2,09

проход (7) для некоторых сталей. Видно, что предельные коэффициенты вытяжки соответствуют оценке обрабатываемости сталей, приведенной в табл. 1. Так, для стали 10 с высокой обрабатываемостью $\mu_p = 1,81$, а для стали 50ХН с низкой обрабатываемостью $\mu_p = 1,2$. Для большинства сталей предельный коэффициент вытяжки за один проход $\mu_p = 1,2 - 1,5$, что соответствует практике прокатного и волочильного производства.

Выводы. Предложен вариант количественной оценки обрабатываемости металлов по стандартным методам испытаний. Показано, что расчетная величина обрабатываемости хорошо совпадает с качественными оценками, приведенными в литературе. Также получены связи научных и инженерных характери-

стик оценки деформируемости для использования результатов научных исследований в заводской практике, ориентируясь на стандартные методы испытаний. В качестве примера приведены расчеты пластичности и предельного коэффициента вытяжки за один проход для некоторых сталей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Краткий справочник металлста / Под ред. А.Н. Маслова. – М.: Машиностроение, 1971. – 767 с.
2. Колмогоров В.Л. Напряжения. Деформации. Разрушение. – М.: Металлургия, 1970. – 229 с.

© 2013 г. Г.А. Орлов
Поступила 24 декабря 2012 г.

УДК 621.039

Ал.В. Серебряков¹, А.И. Слесарев², Ан.В. Серебряков³

¹ ООО «Новые технологии труб»

² Уральский федеральный университет

³ ОАО «Первоуральский новотрубный завод»

АДГЕЗИОННОЕ РАЗРУШЕНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ МЕТАЛЛА В КОНТАКТЕ ТРЕНИЯ ИНСТРУМЕНТ–МЕТАЛЛ

Аннотация. Для процессов обработки металлов давлением характерно адгезионное взаимодействие металла с инструментом. Последствиями являются брак изделия и необходимость смены инструмента. Рассмотрена проблема, как осуществить выбор материала инструмента. Описан механизм развития трещин адгезионного разрушения поверхностного слоя металла на примере волочения труб на оправке. На основе анализа работ по адгезии твердых тел высказана гипотеза, что адгезионная активность материала инструмента связана с его работой выхода электронов. Методом фотостимулированной экзоелектронной эмиссии определена работа выхода электронов ряда керамических материалов. Установлена зависимость между работой выхода электронов материала инструмента и шероховатостью поверхности металла. Предложен критерий выбора материала инструмента и разработан способ волочения труб принципиально нового качества.

Ключевые слова: волочение труб, адгезия, разрушение, поверхностный слой, деформируемый металл, шероховатость, материал инструмента, электронная эмиссия.

METAL SURFACE LAYER ADHESION DESTRUCTION AT TOOL-METAL TORSION CONTACT

Abstract. Adhesive interaction of metal products with a tool inherent in the process of metal forming. Defects on the products and tools out of the order are the consequences of this. The problem of the choice of material for the instrument has been considered. On the example of mandrel tube drawing mechanism of fracture of adhesive fracture surface layer of metal has been described. Based on an analysis of the solids adhesion hypothesized that the adhesive activity is associated with the electron work function of the material tools. By method of photo-stimulated exoelectron emission electron work function for a number of ceramic materials has been determined. The relationship between the electron work function of the material and surface roughness of workpiece was detected. Criterion for selecting the tool material is formulated and a method of tube drawing fundamentally new quality has been developed.

Keywords: tube drawing, adhesion, the fracture, the surface layer, the deformation of the metal, roughness, the material for the instrument, electron emission.

Для процессов обработки металлов давлением характерно адгезионное взаимодействие металла с инструментом. Это взаимодействие приводит к переносу (налипанию) деформируемого металла с изделия на инструмент, последствиями которого являются брак изделия и необходимость смены инструмента.

Проблема налипания недостаточно изучена. В частности, в литературе отсутствуют сведения, какие

именно свойства материала инструмента предопределяют налипание металла, отсутствуют также критерии выбора материала инструмента.

Практическое решение проблемы налипания методами механики обработки металлов давлением не представляется возможным. Решение этой задачи возможно путем установления связи между процессом налипания металла с известными физическими процессами и свойствами материала инструмента.

В работе представлены результаты исследования, которые позволили выявить свойства материала инструмента, предопределяющие адгезионное разрушение металла в контакте трения инструмент – металл, и предложить критерий выбора материала инструмента.

Выбор материала инструмента

На практике для снижения налипания в качестве материала инструмента применяют керамические материалы [1]. Керамический материал (керамика) – это материал на основе тугоплавких соединений, т.е. соединений неметаллов III – VI групп периодической системы элементов друг с другом и(или) с любыми металлами. Такими соединениями являются бориды, карбиды, нитриды и оксиды металлов или сложные соединения на их основе. Термин керамика относится к объемным телам, пленкам, покрытиям. Частным случаем керамики являются композиционные материалы (керметы или твердые сплавы), состоящие из одной или нескольких керамических и металлических фаз. В качестве керамических фаз обычно используют бориды, карбиды, нитриды и оксиды металлов, а металлических – металлы, например Co, Ni, Mo и др. [2].

Что касается практического применения керамических материалов, то их использование в контакте трения инструмент – металл основывается лишь на субъективных и эмпирических критериях. Это относится, в частности, к твердости, которая на практике часто считается эквивалентной понятию «высокой прочности на износ и истирание».

Вместе с тем, как показывает практика, различные керамические материалы со сходными характеристиками твердости проявляют по отношению к одному и тому же металлу различную активность с точки зрения адгезионного взаимодействия. Критериев же, которые позволяли бы сделать выбор между различными материалами со сходными характеристиками свойств, в настоящее время нет.

Триботехнические исследования керамических материалов в основном сосредоточены на изучении их сравнительной износостойкости. На основе экспериментов обобщена связь между абразивной износостойкостью и физико-механическими свойствами материалов [3]. Подобные эмпирические соотношения приемлемы для однотипных материалов, полученных по единой технологии и тщательно аттестованных по химическому составу.

Итак, проблема состоит в том, как осуществить выбор между различными группами материалов или различными материалами внутри группы, который позволил бы исключить адгезионное разрушение поверхностного слоя металла в контакте трения инструмент – металл. Решение этой проблемы тем более важно, что сейчас на рынке появляется большое количество разных видов керамических материалов.

Адгезионное разрушение поверхностного слоя металла

При сближении двух твердых тел между атомами их поверхностных слоев возникает взаимодействие, которое принято называть адгезионным, само явление образования связей между контактирующими поверхностями называется адгезией.

Следует различать явления адгезии и когезии. Когезия обусловлена силами, которыми атомы или молекулы связаны друг с другом в объеме материала. Энергией когезионного взаимодействия определяется прочность твердых тел. Если два различных (или одинаковых) материала контактируют с сохранением границы раздела, взаимодействие их поверхностей связано с проявлением сил адгезии.

В контакте трения твердых тел адгезионное взаимодействие наблюдается даже в условиях смазки. Роль смазки сводится к снижению адгезионных сил, но необязательно к их исключению. Чем эффективней смазка, тем в большей степени она обеспечивает уменьшение адгезионного взаимодействия на границе раздела [4].

В качестве примера, иллюстрирующего адгезионное взаимодействие металла с инструментом, на рис. 1 показана поверхность оправки после волочения трубы из стали 08X18H10T. На поверхности оправки видно налипание (перенос) металла в виде наплыва. Это свидетельствует о том, что адгезионное взаимодействие в контакте трения сильнее, чем когезионные связи в металле. Срез при этом происходит в объеме металла и ведет к его переносу на инструмент.

На рис. 2 показана внутренняя поверхность трубы из стали 08X18H10T после волочения. На поверхности трубы видны борозды пропахивания, оставленные налипшими на инструмент частицами металла (линии, параллельные направлению волочения), и поперечные трещины (серия линий, перпендикулярных к направлению волочения).

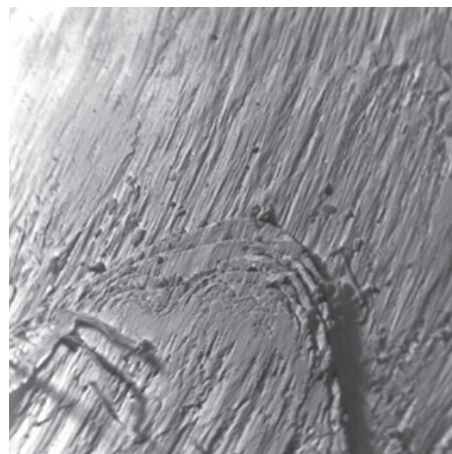


Рис. 1. Микрофотография поверхности оправки из твердого сплава BK15 после волочения трубы из стали 08X18H10T, $\times 80$

Механизм развития трещин адгезионного разрушения металла, показанных на рис. 2, можно представить в виде схемы (рис. 3). Металл перемещается относительно индентора. Образование адгезионного контакта, более прочного, чем когезия на полосе скольжения в металле, приводит к увлечению металла и его отделению вдоль полосы скольжения. Так как прочность адгезионной связи на границе раздела превышает когезионную прочность металла, образуется наплыв. При дальнейшем перемещении наплыв металла срезается и образуется налипшая частица. Представленный на рис. 2, 3 процесс адгезионного разрушения имеет две стадии. Первая стадия – образование напыва и несплошности на поверхности металла, вторая – срез напыва с образованием трещины и налипшей частицы. Эта частица в дальнейшем пропахивает поверхность металла.

Рассмотренный механизм взаимодействия металла с инструментом условен, но, тем не менее, позволяет феноменологически представить адгезионное разрушение поверхностного слоя и нарушение чистоты поверхности металла.

Электронная природа адгезии твердых тел

При сближении двух твердых тел на расстояние, сопоставимое с параметрами решетки, происходит объединение валентных электронов и образование общего электронного облака, взаимодействующего с атомами обеих поверхностей. Образование такой металлической связи представляет собой адгезионное взаимодействие (сцепление, прилипание) двух твердых тел [5].

В процессе трения материал инструмента подвержен энергетическому воздействию: механической и термической активации. Упругая деформация и нагрев материала повышают энергию его атомов. Слабосвязанные электроны в возбужденных атомах забрасываются на более высокие энергетические уровни, что

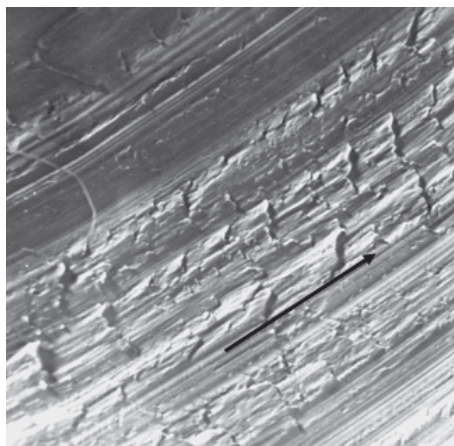


Рис. 2. Микрофотография внутренней поверхности трубы из стали 08X18N10T после волочения:
(→) – направление волочения; материал оправки – твердый сплав BK15, $\times 80$

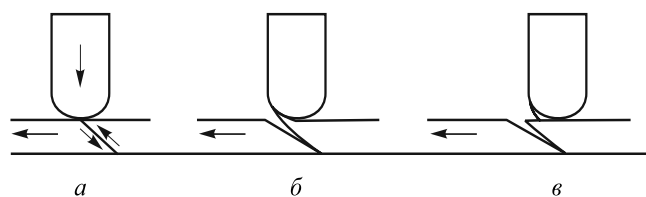


Рис. 3. Механизм адгезионного разрушения поверхностного слоя металла:

a – образование полос скольжения; *б* – начало разрушения;
в – формирование трещины и налипшей частицы

ведет к повышению энергии решетки и, как следствие, к снижению работы выхода электрона. Те же самые процессы происходят в деформируемом металле. Влияние энергетического воздействия на материал сводится по существу к активации экзоэлектронной эмиссии с его поверхности и, тем самым, обеспечению интенсивного электронного обмена между поверхностями трения [6].

Для выхода электронов с поверхности требуется определенное, зависящее от материала, количество энергии. Тугоплавкие соединения: карбиды, нитриды и оксиды металлов имеют разный тип связи, точнее разные соотношения металлического, ковалентного, ионного взаимодействия [7]. Эти различия проявляются в разных значениях работы выхода электронов, которая определяет энергетический порог возбуждения материала. Чем выше этот порог, тем больше энергетические затраты для возбуждения материала и выхода электронов с его поверхности.

Отсюда следует, что интенсивность адгезионного взаимодействия должна быть связана с работой выхода электронов: чем больше работа выхода электронов, тем меньше интенсивность адгезионного взаимодействия.

Работа выхода электронов керамических материалов и качество поверхности металла

Для экспериментальной проверки существования такой зависимости были проведены исследования электронной эмиссии ряда керамических материалов и адгезионного взаимодействия этих материалов в контакте трения инструмент–металл.

В табл. 1 приведены значения работы выхода электронов ряда керамических материалов на основе тугоплавких соединений: карбидов (WC , SiC , ZrC , B_4C), нитридов (TiN , AlN , Si_3N_4 , BN), оксидов (Al_2O_3 , ZrO_2) металлов и комбинированных соединений [$TiCN$, $(TiCN)_mO_n$]. Эмиссионные свойства этих материалов исследовали с использованием метода фотостимулированной экзоэлектронной эмиссии. Образцы изготавливали в виде таблеток диаметром 10 мм и толщиной 1 мм. Поверхность образцов обработана алмазным кругом и подвергнута полированию алмазной пастой до шероховатости $R_a = 0,32$ мкм. Исследования выполнены на автоматизированном сканирующем дефектоскопе [8].

Таблица 1

Работа выхода электронов керамического материала

Керамический материал		Работа выхода, ϕ , эВ
Тип соединения	Основной состав	
Карбиды	WC	3,8
	SiC	4,0
	B ₄ C	4,3
	ZrC	4,6
Нитриды	BN	4,4
	Si ₃ N ₄	4,7
	TiN	4,9
	AlN	4,9
Комбинированные	TiCN	5,2
	(TiCN) _m O _n	5,5
Оксиды	ZrO ₂	5,8

Как видно из табл. 1, в ряду материалов: карбиды, нитриды, комбинированные соединения, оксиды работа выхода электронов возрастает в направлении от карбидов к оксидам. Наименьшее значение работы выхода имеет твердый сплав на основе карбида вольфрама (WC – 15 % Co). Наибольшее значение работы выхода имеет керамика на основе диоксида циркония (ZrO₂ – 20 % Al₂O₃ – 4 % Y₂O₃).

Исследования адгезионного взаимодействия этих материалов в контакте трения инструмент–металл проведены при волочении на оправке труб из стали 08X18H10T. В качестве материала оправки использовали керамику: WC, TiCN, (TiCN)_mO_n, ZrO₂. Работа выхода электронов для этих материалов приведена в табл. 1.

Волочение труб на оправке проводилось по маршруту: 16×1,5 → 12×1,2 мм. В качестве технологической смазки использовался хлорированный парафин марки ХП-600. Поверхность оправок обработана алмазным кругом и подвергнута полированию алмазной пастой до шероховатости $R_a = 0,32$ мкм.

Адгезионное взаимодействие инструмента с металлом оценивали по состоянию внутренней поверхности труб до и после волочения. Оценка состояния поверхности производилась путем определения параметра шероховатости R_a по ГОСТ 2789-73. Измерения параметра R_a производили в соответствии с ГОСТ 2789-73 и осуществляли на профилометре модели 296 (тип II). По результатам измерений определяли минимальное и максимальное значение, вычисляли выборочное среднее значение параметра R_a . Данные представлены в табл. 2 и на рис. 4, 5.

На рис. 4 представлена зависимость шероховатости поверхности трубы от работы выхода электронов материала инструмента. На рис. 5 показана шероховатость поверхности трубы и диаграмма работы выхода электронов ряда керамических материалов.

Как видно из рис. 4, чем больше работа выхода, тем меньше среднее значение параметра шероховатос-

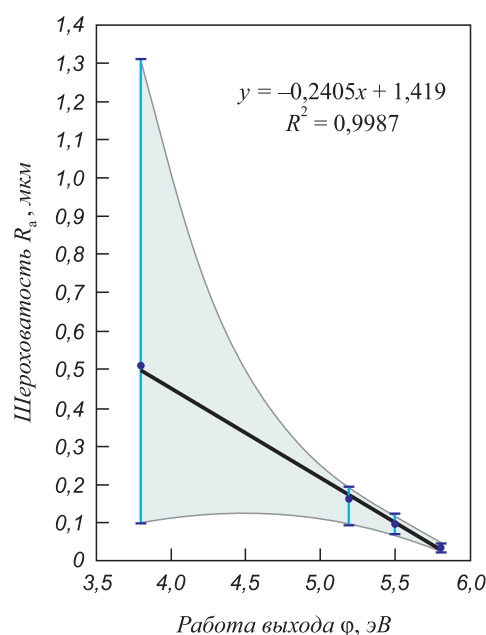


Рис. 4. Зависимость шероховатости поверхности трубы от работы выхода электронов материала инструмента

Таблица 2

Состав и работа выхода электронов материала инструмента, шероховатость поверхности труб

Состав материала инструмента	Работа выхода ϕ , эВ	Шероховатость поверхности труб, R_a , мкм	
		перед волочением	после волочения
WC – 15 % Co	3,8	0,92 – 1,07 1,02	0,10 – 1,31 0,51
78 % TiCN – Mo, Ni	5,2		0,09 – 0,19 0,16
не менее 70 % (TiCN) _m O _n – Zr, Ta, Nb	5,5		0,07 – 0,12 0,09
ZrO ₂ –20 % Al ₂ O ₃ – 4 % Y ₂ O ₃	5,8		0,023 – 0,044 0,033

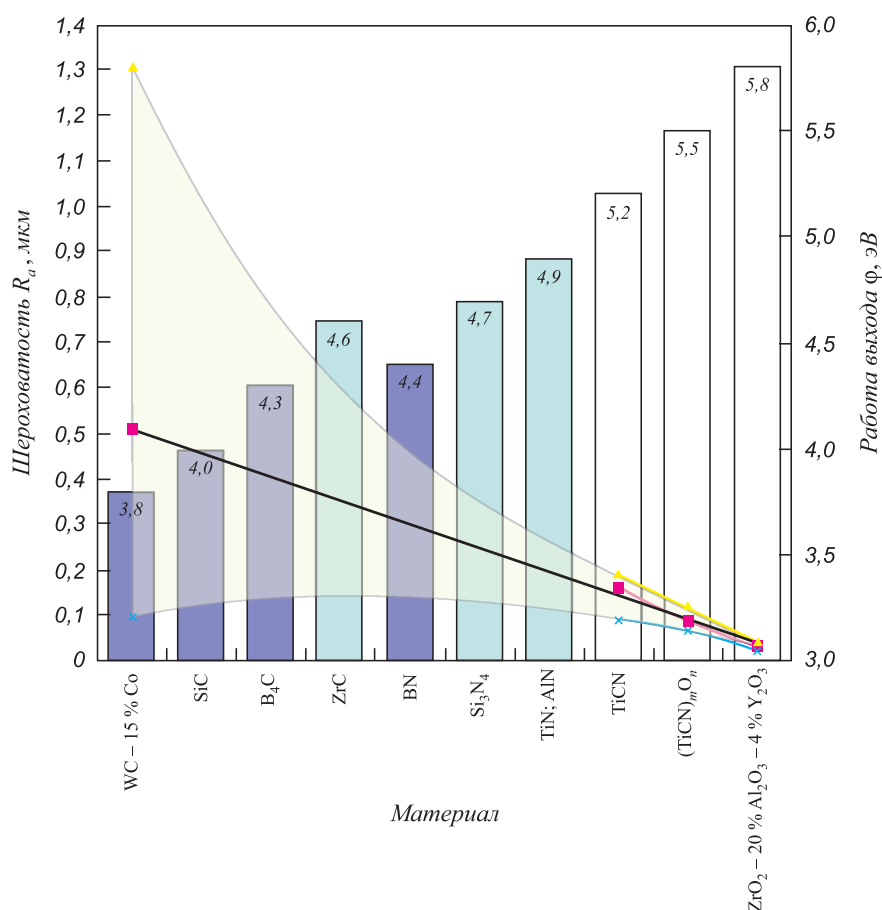


Рис. 5. Шероховатость поверхности трубы и диаграмма работы выхода электронов для керамических материалов

ти R_a . Эта зависимость описывается линейным уравнением при коэффициенте достоверности аппроксимации $R^2 = 0,9987$. Поле рассеивания параметра R_a , ограниченное на рис. 4 тонкими линиями, также зависит от работы выхода: чем больше работа выхода, тем меньше поле рассеивания параметра шероховатости R_a . Эти результаты показывают, что адгезионное взаимодействие связано с работой выхода электронов: чем больше работа выхода электронов, тем меньше адгезионное взаимодействие инструмента с металлом.

Из рис. 4 также следует, что для достижения субмикронной чистоты поверхности труб с параметром шероховатости R_a , например не более 1,0 мкм, работа выхода электронов должна быть не менее 4,0 эВ. Этому значению работы выхода электронов, как видно из рис. 5, удовлетворяют материалы на основе следующих тугоплавких соединений: SiC, B₄C, ZrC, BN, Si₃N₄, TiN, AlN, TiCN, (TiCN)_mO_n, ZrO₂.

Для достижения чистоты поверхности труб с параметром шероховатости R_a , например не более 0,2 мкм, работа выхода электронов должна быть не менее 5,2 эВ. Этому значению работы выхода электронов, как видно из рис. 5, удовлетворяют материалы на основе следующих керамических материалов: TiCN, (TiCN)_mO_n, ZrO₂. Причем выбор материала на основе диоксида циркония ZrO₂ предпочтительнее.

Этот вывод подтверждают результаты исследований состояния поверхностного слоя металла после волочения труб. Анализ состояния поверхности проводили на растровом электронном микроскопе РЭМ-200 в режиме вторичных электронов. Увеличение варьировалось от 80 до 1200. Область просмотра поверхности составляла 5 – 10 мм в продольном и 2 – 3 мм в поперечном направлениях образца. Наиболее характерные участки поверхности фотографировались при увеличении 400 и представлены на рис. 6.

На рис. 6, а видны следы интенсивного адгезионного взаимодействия и разрушения поверхностного слоя металла. На рис. 6, б, в, г дефекты поверхности, характерные для адгезионного разрушения, отсутствуют. Видны лишь вытянутые в направлении волочения углубления, представляющие собой остатки рельефа поверхности заготовки. Это указывает на качественное изменение механизма фрикционного взаимодействия между инструментом и металлом в результате снижения интенсивности адгезии. И как видно из рис. 6, б, в, г наибольшее «выглаживание» поверхности металла достигается при использовании в качестве материала оправки ZrO₂ – 20 % Al₂O₃ – 4 % Y₂O₃ (рис. 6, г).

Выводы. Рассмотрено адгезионное разрушение поверхностного слоя металла на примере волочения на оправке труб из нержавеющей стали. На основе анализа

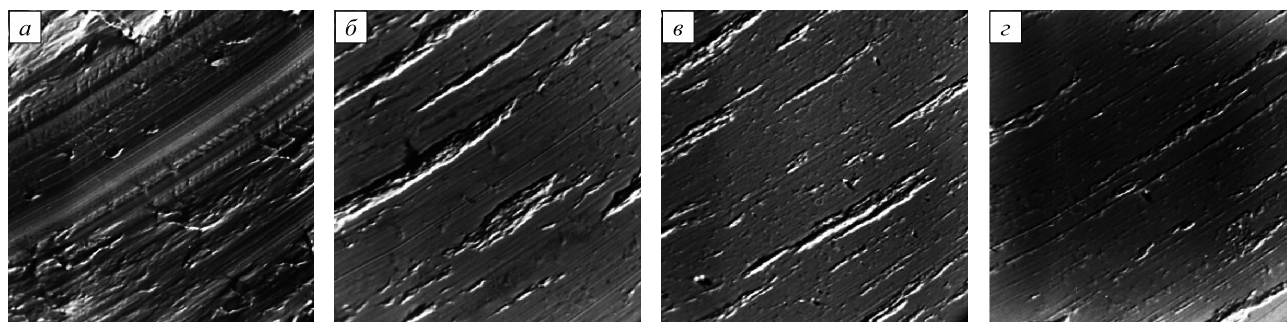


Рис. 6. Микрофотография поверхности трубы из стали 08X18H10T после волочения на оправке:
 а – WC – 15 % Co; б – TiCN; в – (TiCN)_мO_н; з – ZrO₂ – 20 % Al₂O₃ – 4 % Y₂O₃, ×400

работ по адгезии твердых тел высказана гипотеза, что адгезионная активность материала инструмента связана с работой выхода электронов. Методом фотостимулированной экзотермической эмиссии определена работа выхода электронов ряда керамических материалов. Установлена зависимость между работой выхода электронов материала инструмента и параметром шероховатости R_a поверхности металла. Предложен критерий выбора материала инструмента и разработан способ волочения труб с субмикронной чистой поверхностью [9].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Берин И.Ш., Днестровский Н.З. Волочильный инструмент. – М.: Металлургия, 1971. С. 27 – 28.
2. Словарь-справочник по новой керамике Е.Л. Шведков, И.И. Ковенский, Э.Т. Денисенко, А.В. Зырин. – Киев: Наукова думка, 1991. С. 82 – 85.
3. Хрущов М.М. // Поверхность: физ.химия, механика. – 1988. № 6. С. 110 – 117.
4. Бакли Д. Поверхностные явления при адгезии и фрикционном взаимодействии / Под ред. А.И. Свириденко. – М.: Машиностроение, 1986. – 360 с.
5. Сахачий Г.П. Технология сварки металлов в холодном состоянии. – Киев: Наукова думка, 1979. – 296 с.
6. Дерягин Б.Б., Кротова Н.А., Смилга В.П. Адгезия твердых тел. – М.: Наука, 1973. – 279 с.
7. Андриевский Р.А., Спивак И.И. Прочность тугоплавких соединений и материалов на их основе. Справ. – Челябинск: Металлургия, Челябинское отд., 1989. – 368 с.
8. Кортон В.С. и др. // Дефектоскопия. 1996. № 1. С. 50 – 60.
9. Пат. 2399448 РФ. Способ волочения труб / А.В. Серебряков, А.И. Слесарев, С.П. Буркин и др. Опубл. 20.09.2010. Бюл. № 26.

© 2013 г. Ал.В. Серебряков, А.И. Слесарев,
 Ан.В.Серебряков
 Поступила 12 декабря 2012 г.

УДК 621.774.2

*С.В. Самусев, А.В. Люскин, А.И. Романцов,
К.Л. Жигунов, А.Н. Фортунатов*

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ УНИФИКАЦИИ ГРУПП СВАРНЫХ ТРУБ НА УЧАСТЕ КРОМКОГИБОЧНЫХ ПРЕССОВ

Аннотация. Предложена методика определения диапазона унификационных групп сварных труб для подгибки кромок на участке КГП. Определены особенности формоизменения периферийных участков кромки при подгибке по разным профилям нагрузки, значения отклонений кромок, величины продольной деформации кромки и значение унификационного радиуса пуансона для всей группы диапазона труб. По результатам исследований можно сделать вывод о качественной подгибке кромок трубной заготовки, сформованной на унификационном однорадиусном пуансоне.

Ключевые слова: трубы, унификация, кромка, подгибка.

MASTER MEASURING TOOLS FOR WELDED TUBES GROUPS UNIFICATION PARAMETER CALCULATION METHOD WORKING UP

Abstract. The method of determination range unification groups welded pipes for hem edges on the MSE sector. The features forming the periphery of the edge at hem for different load profiles, values of the deviations edges of the longitudinal deformation and edge radius value unifications punch for the entire range of pipes. According to the research it can be concluded about the qualitative edge hems billets spun on unification one-radius punch.

Keywords: pipes, unification, hem, bending.

Под унификацией сменного технологического инструмента технологами понимается возможность использования одного комплекта инструмента для получения гаммы типоразмеров труб без потери качества производимой продукции с существенным сокращением времени на технологические перестройки и уменьшением парка дорогостоящего профилированного инструмента.

Известно [1, 2], что наибольшие возможности для унификации представляет однорадиусная калибровка на участке открытого профиля, где суммарный угол формовки не превышает значения диапазона углов в 180 – 200 град, что применимо к суммарным углам формовки кромки заготовки на участке кромкогибочных прессов (КГП) линии ТЭСА – 1420.

Существует несколько вариантов профилей деформирующего инструмента, по которым целесообразно проводить формовку (нагружение) кромок: однорадиусный, двухрадиусный, многорадиусный и эвольвентный. Каждый профиль деформирующего инструмента имеет достоинства и недостатки [3].

На ЗАО «Ижорский трубный завод» (ИТЗ) и ОАО «Челябинский трубопрокатный завод» (ЧТПЗ) профиль деформирующего инструмента выполнен по эвольвенте. Преимущество такого сложного профиля пуансона, по мнению специалистов SMS Meer, заключается в унификационных возможностях одного комплекта инструмента, т.е. использование его для подгибки кромок в определенном диапазоне труб. При переходе с одного типоразмера трубы на другой не нужно менять инструмент.

Недостаток этого способа подгибки кромок заключается в сложности изготовления и эксплуатации инструмента (так как он имеет в каждой точке различный радиус) и расчета параметров распружинивания кромок трубной заготовки после разгрузки.

Сомнительным является тот факт, что эвольвентный профиль наиболее эффективен при подборе и расчете параметров унификационных групп труб. Унификационные принципы гораздо проще реализуются при однорадиусном профиле инструмента, что убедительно показано практическими работами в этой области [1, 2]. В этих работах предложена методика определения границ диапазона унификационной группы труб по максимально допустимой продольной деформации кромок заготовки. Этот же принцип можно использовать при определении условий качественной подгибки кромок в существующих на ИТЗ и ЧТПЗ унификационных группах.

В таблице представлены геометрические параметры (ГП) трубной заготовки (ТЗ) в процессе подгибки кромок для двух крайних типоразмеров труб (диам. 1220 – 1420 мм) из унификационной группы для ЧТПЗ.

Для расчета параметров эвольвенты использовали методику, изложенную в работе [3]. Полученные значения представлены в таблице и на рис. 1.

На рис. 2 представлена рабочая область эвольвенты для базового пуансона и положения всех типоразмеров труб диам. 1420 мм, входящих в унификационную группу согласно таблице. При этом отмечены диапа-

Геометрические параметры ТЗ процесса подгибки кромки

Толщина ТЗ, h , мм	Длина кромки, $L_{кр}$, мм	Высота под- гибки кромки по ТК завода, $Y''_{завод}$, мм	Высота под- гибки кромки расчетная, $Y''_{расчет}$, мм	Высота под- гибки кромки, сформованной по однорадиусной схеме, $Y''_{однорад}$, мм	Средневзве- шенный радиус нагрузки, $R_{нагр.сред.}$, мм	Радиус нагрузки для унификацион- ной группы, $R_{нагр.однорад}$, мм
диам. 1220 мм						
10,0	340	42 ± 5	37,5	37,8	579	586
14,0	325	42 ± 5	43,6	45,8	586	
16,5	320	42 ± 5	45,7	48,5	589	
17,8	320	45 ± 5	47,4	50,0	589	
диам. 1420 мм						
15,7	315	42 ± 5	46,7	43,0	592	600
16,8	310	37 ± 5	41,0	42,0	594	
18,7	308	37 ± 5	42,0	42,0	595	
19,2	303	35 ± 5	39,0	39,0	598	
19,5	299	35 ± 5	40,0	38,0	600	
21,6	288	33 ± 5	38,5	38,0	606	

зоны изменения ГП кромок по оси Y – 63 – 77 мм и X – 273 – 298 мм.

Проведем проверку наиболее нагруженного типоразмера трубы $1420 \times 15,7$ мм из унификационной группы диаметра 1420 мм (рис. 3).

На рис. 3 показана кромка ТЗ до подгибки – OB (прямой лист) и при максимальном изгибе – кривая OA по эвольвенте. При расчете деформации по методике, представленной в работе [4] было установлено, что

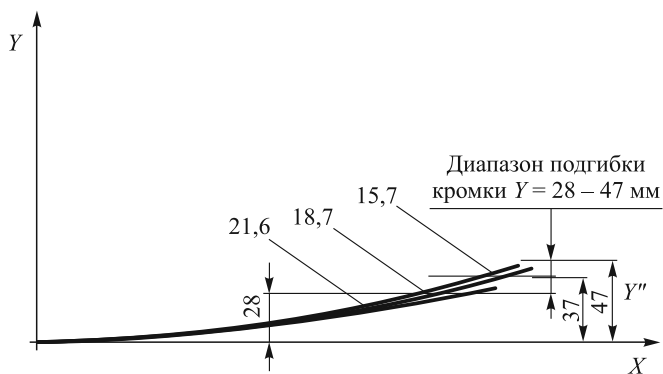


Рис. 1. Разгрузка кромки

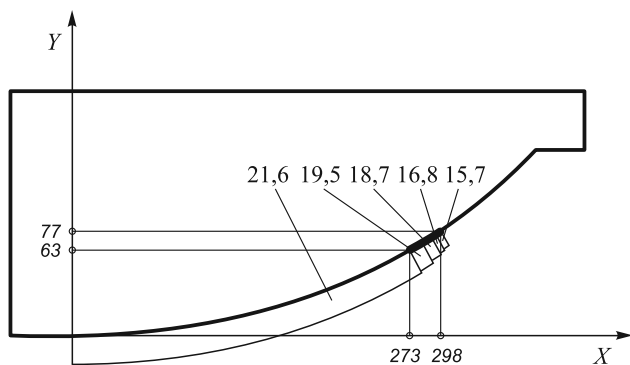


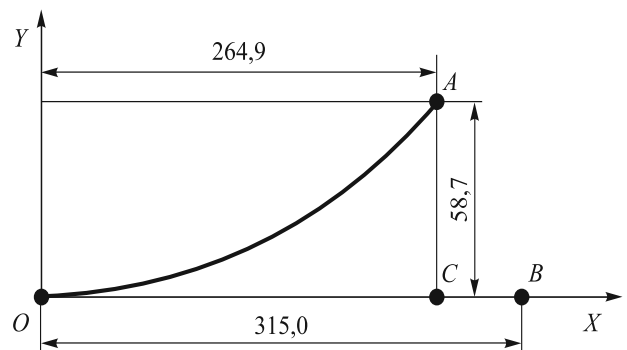
Рис. 2. Нагрузка кромки

кромка (кр) попадает в диапазон упругих деформаций ($\epsilon_{кр} = 0,0014$ при $\epsilon_t = 0,00275$) [4].

Для унификационной группы 1220 мм был проведен аналогичный расчет деформации кромки для крайнего типоразмера 1220×10 мм, который показал, что полученные значения попадают в область упругих деформаций ($\epsilon_{кр} = 0,0025$ при $\epsilon_t = 0,00275$).

Для оценки процесса унификационной подгибки кромок рассмотрим методику с применением однорадиусного пуансона взамен профиля пуансона, выполненного по эвольвенте. Новый однорадиусный профиль должен обеспечить заданную высоту подъема распуужиненной кромки с величиной Y'' и кривизну по ширине кромки, при этом данные параметры должны обеспечиваться на всем диапазоне сортамента (см. таблицу). Для этого предлагаются варианты выбора однорадиусного профиля пуансона.

При расчете деформаций при однорадиусной подгибке (для диам. 1420 мм определен унификационный радиус 600 мм, для диам. 1220 мм – 586 мм) получено, что деформации для обоих вариантов находятся в области упругих деформаций ($\epsilon_{кр} = 0,0021$ при $\epsilon_t = 0,00275$).

Рис. 3. Кромка заготовки $1420 \times 15,7$ до и после подгибки по эвольвенте

Более целесообразно определить значение единого радиуса пуансона для всего диапазона. Значение радиуса составляет 593 мм, принимаем 595. Оценка деформации кромки для этого случая показала, что этот показатель находится в упругой области ($\epsilon_{кр} = 0,0023$ при $\epsilon_T = 0,00275$). Кроме этого проведена оценка отклонения положения точки в пространстве для эвольвентного и однорадиусного профиля кромки для наиболее нагруженного типоразмера трубы 1220×10 мм. В результате получено, что отклонение не превышает 7 %.

Выводы. Предложена методика определения диапазона унификационных групп сварных труб для подгибки кромок на участке КПП линии ТЭСА 1420. В процессе реализации методики определены:

- особенности процесса формоизменения деформационных характеристик унификационных групп для крайних типоразмеров;
- радиусы для каждой группы унификации и значение усредненного (унификационного) радиуса пуансона для всей группы диапазона труб;
- особенности формоизменения периферийных участков кромки при подгибке по разным профи-

лям нагрузки, значения отклонений кромок для двух диаметров труб и величины продольной деформации кромки.

На основании полученных результатов можно сделать вывод о качественной подгибке кромок трубной заготовки, сформованной на унификационном однорадиусном пуансоне.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Рымов В.А., Полухин П.И., Потапов И.Н. Совершенствование производства сварных труб. – М: Металлургия, 1983. – 286 с.
2. Машины и агрегаты трубного производства: Учеб. пособие / А.П. Коликов, В.П. Романенко, С.В. Самусев и др. – М.: МИСиС, 1998. – 536 с.
3. Самусев С.В., Величко А.А., Люскин А.В. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2009. № 5. С. 36 – 40.
4. Самусев С.В., Фортунатов А.Н. Методы расчета напряженно-деформированного состояния при производстве сварных труб в линии ТЭСА: Сб. задач. – М.: МИСиС, 2008. – 136 с.

© 2013 г. С.В. Самусев, А.В. Люскин, А.И. Романцов,
К.Л. Жигунов, А.Н. Фортунатов
Поступила 15 января 2013 г.

УДК 621.778

Г.Н. Гурьянов¹, О.С. Железков²

¹ ООО «Феникс +»

² Магнитогорский государственный технический университет

НЕОДНОРОДНОСТЬ ДЕФОРМАЦИИ МАТЕРИАЛЬНЫХ ВОЛОКОН В РАБОЧЕМ КОНУСЕ ВОЛОКИ

Аннотация. Выполнен расчет абсолютного и относительного прироста длины материальных волокон, их истинной деформации в центральном и периферийных слоях проволоочной заготовки в зависимости от коэффициента вытяжки круглой сплошной заготовки. При движении в очаге пластической деформации волокна могут только удлиняться или укорачиваться, либо сначала укорачиваться, а затем удлиняться. Расчеты показали, что при определенных значениях деформации проволоки может наблюдаться наибольшая неоднородность деформации волокон в поперечном сечении и во всем объеме пластической деформации.

Ключевые слова: волочение, проволока, однородность деформации, удлинение материального волокна, сдвиг, остаточные напряжения, качество.

DIE ENTRANCE BELL MATERIAL FIBERS DEFORMATION INHOMOGENEITY

Abstract. The calculation of the absolute and relative increase in length of the fiber material, their true strain in the central and peripheral layers of the wire piece, depending on the draw ratio solid round billets. When driving in the hearth of plastic deformation fibers can only be shortened or lengthened or shortened at first, and then lengthen. Calculations have shown that for certain values of the degree of deformation of the wire may be a maximum of inhomogeneous deformation of fibers in cross-section and in the amount of plastic deformation.

Keywords: drawing, wire, uniform deformation, elongation of the material fibers, shift, residual stresses, and the quality.

Неоднородность деформации элементарных объемов в очаге пластического формоизменения заготовки оказывает отрицательное влияние на ее деформируемость и качество металлоизделия. Авторы работы [1] показали неоднородность деформации материальных волокон с разным направлением относительно внешней нагрузки при одноосном растяжении и простом сдвиге.

Определим характер деформации материальных волокон, расположенных под различным углом к оси волочения круглой сплошной заготовки в центральных и периферийных областях рабочего канала волокна.

Перед входом очага пластической деформации, в диаметральной плоскости выделили элементарную площадь в виде квадрата $ADBC$, имеющего единичную

длину сторон (рис. 1). Каждую сторону квадрата разделили на четыре равные отрезка. Отрезки ограничены вершинами квадрата и цифрами от 1 до 12. Из точек A и C провели прямые, соединяющие границы отрезков. Эти прямые определяют исходные направления и значения длин материальных волокон заготовки волочения. Например, волокна $A1$ и $C3$ имеют одинаковую длину $\sqrt{1 + (1/4)^2}$ и соответственно наклонены к оси волочения под углом β_0 , равным 166 и 14° . С вертикальной осью эти волокна составляют угол $\pm 76^\circ$. Следует обратить внимание, что не дается размерность длины волокна, так как размеры волокон приведены к единичной длине элементарного квадрата $ADBC$. По этой же причине не указана размерность длины волокон на рис. 1 – 5.

В рабочем конусе волокна элементарный квадрат испытал растяжение и сжатие, а также сдвиг в диаметральной плоскости. В результате деформации квадрат превратился в элементарный параллелограмм. Вертикальные стороны AC и DB не изменили своего направления, но уменьшили длину. На выходе рабочего конуса их длина равна

$$ac = db = \frac{1}{\sqrt{\mu}},$$

где $\mu = r_0^2 / r_k^2$ – коэффициент вытяжки; r_0, r_k – значения радиуса заготовки до и после деформации. Горизонтальные стороны квадрата на выходе конуса имеют длину

$$ad = cb = \mu / \cos \alpha,$$

где α – угол наклона сторон ad и cb к оси волочения, зависящий от удаления элементарного квадрата от оси oz . При удалении квадрата от оси z на расстояние r_0 углы рабочего конуса α_0 и сдвига α равны. Если квадрат лежит на оси волочения, то $\alpha = 0$, и в рабочем конусе он принимает форму прямоугольника. Принятое расположение сторон четырехугольника $adbc$ обеспечивает вы-

полнение гипотезы плоских поперечных сечений, широко используемой при инженерных методах расчета напряженно-деформированного состояния в процессе волочения круглого сплошного профиля [1 – 4].

Рассмотрим волокна $A6$ и $C10$, составляющие с осью z углы 104 и 76° , а с вертикальной осью $\pm 14^\circ$. Для этих волокон даны формулы для расчета исходной длины, абсолютной и относительной длины после обжатия с коэффициентом вытяжки μ и логарифмической продольной деформации:

$$\begin{aligned} A6 = C10 &= \sqrt{1 + (1/4)^2}; \\ a6 &= \sqrt{\left(\frac{1}{\sqrt{\mu}}\right)^2 + \left(\frac{\mu}{4 \cos \alpha}\right)^2} + \sqrt{\mu} \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2}; \\ c10 &= \sqrt{\left(\frac{1}{\sqrt{\mu}}\right)^2 + \left(\frac{\mu}{4 \cos \alpha}\right)^2} - \sqrt{\mu} \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2}; \\ o a 6 &= \frac{a6}{A6}; \quad o c 10 = \frac{c10}{C10}; \quad \varepsilon(a6) = \ln(o a 6); \quad \varepsilon(c10) = \ln(o c 10). \end{aligned}$$

На рис. 2 приведены зависимости длины и относительного ее изменения для волокон $A6$ и $C10$, а также для волокон: $A4$ ($\beta_0 = 127^\circ$) и $C12$ (53°); $A5$ (117°) и $C11$ (63°). При расчетах были приняты три значения угла α сдвига волокон: $0, 4$ и 8° . Для волокон $A1$ (166°), $A2$ (153°), $A3$ (143°), $C1$ (37°), $C2$ (27°), $C3$ (14°), AB (135°) и CD (45°) на рис. 3 построены зависимости длины от коэффициента вытяжки только при $\alpha = 8^\circ$.

Волокна, проходящие через точку A и составляющие с осью волочения угол β_0 из интервала от 90 до 180° , в рабочем конусе волокна имеют большее значение своей длины, чем волокна с одинаковой проекцией на вертикальную ось r и ограниченные вершиной C элементарного квадрата:

$$a2 > c2; a3 > c1; a4 > c12;$$

$$a5 > c11; a6 > c10; ab > cd.$$

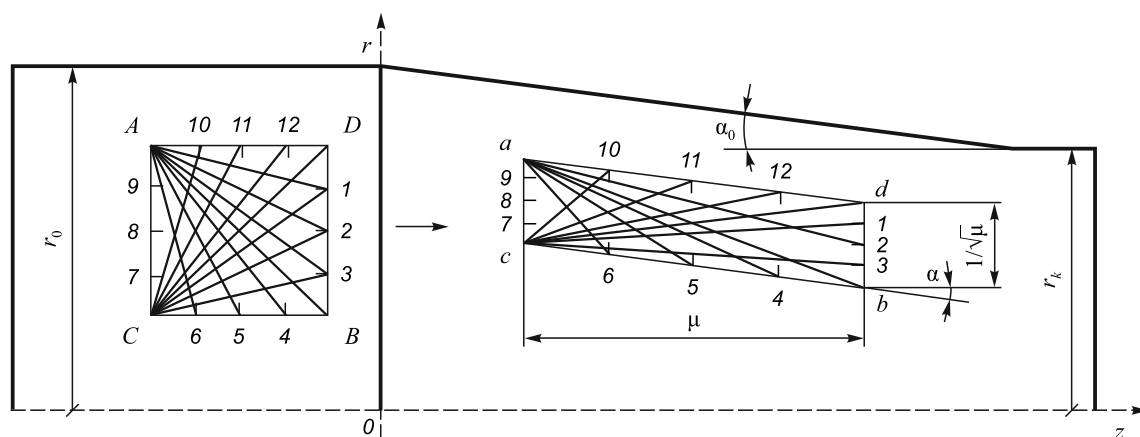


Рис. 1. Схемы к определению величины деформации материальных волокон проволочной заготовки, ограниченных сторонами элементарного квадрата

Только при малых обжатиях ($\mu < 1,4$) имеет место неравенство $a1 < c3$. Это обусловлено малым углом наклона волокон $A1$ и $C3$ к линии волочения и действием деформации сдвига при $\alpha \neq 0$. Кривые рис. 4 позволяют уточнить разницу значений длины для двух волокон с одинаковой проекцией на вертикальную ось r .

Данные рис. 2, *a* и 3, *a* при $\mu = 1$ дают возможность оценить влияние на длину волокна только деформации сдвига. Расстояние между точечными ($\alpha = 0^\circ$), пунктирными ($\alpha = 4^\circ$) и сплошными ($\alpha = 8^\circ$) линиями увеличивается с ростом коэффициента вытяжки до определенной величины (рис. 2, *a*). При этом наблюдается укорочение волокон. Это характерно для волокон, составляющих незначительный угол с осью r (например, волокна $A5$ и $C11$, $A6$ и $C10$). При дальнейшем росте об-

жатия заготовки волокна начинают удлиняться. Основная же часть волокон при разных значениях угла α непрерывно увеличивает свою длину с ростом коэффициента вытяжки. При повышенных обжатиях (рис. 3, *б*) волокна $c1$, $c2$, $c3$, cd и cb , проходящие через точку C , менее отличаются друг от друга по величине длины, чем волокна $a1$, $a2$, $a3$ и ab с более высоким значением угла β_0 . Линии рис. 3, *б* почти строго прямолинейные и параллельные.

Разница значений длины для двух волокон с одинаковой проекцией на вертикальную ось r в зависимости от их ориентации на первых стадиях деформации может даже возрасти с ростом обжатия (рис. 4). Для волокон с малым углом наклона к оси волочения при $\mu < 1,5$ разность ($a1 - c3$) несколько меньше нуля. С увеличением

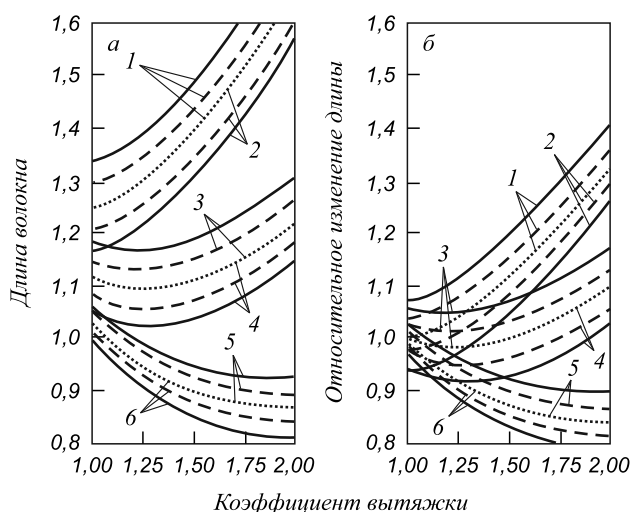


Рис. 2. Зависимость длины волокна (*a*) и относительного ее изменения (*б*) в зависимости от коэффициента вытяжки:
1 – $\beta_0 = 127^\circ$; 2 – $\beta_0 = 53^\circ$; 3 – $\beta_0 = 117^\circ$; 4 – $\beta_0 = 63^\circ$;
5 – $\beta_0 = 104^\circ$; 6 – $\beta_0 = 76^\circ$; сплошные линии – $\alpha = 8^\circ$;
пунктирные – $\alpha = 4^\circ$; точечные – $\alpha = 0^\circ$

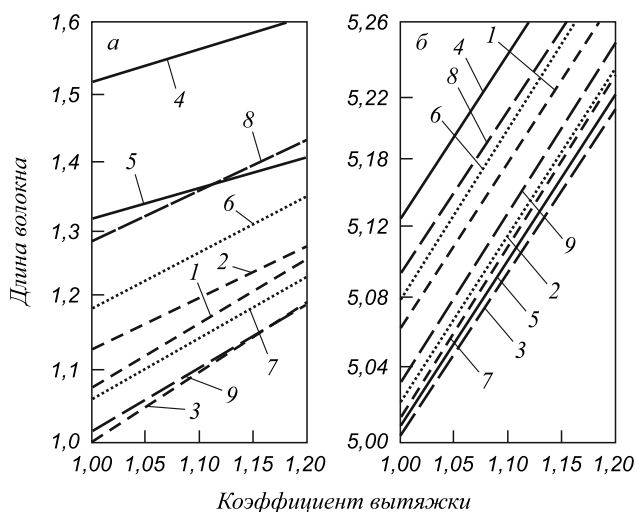


Рис. 3. Зависимость длины волокна от коэффициента вытяжки при малых (*a*) и повышенных (*б*) его значениях при $\alpha = 8^\circ$:
1 – $a1$; 2 – $c3$; 3 – cb ; 4 – ab ; 5 – cd ; 6 – $a2$; 7 – $c2$; 8 – $a3$; 9 – $c1$

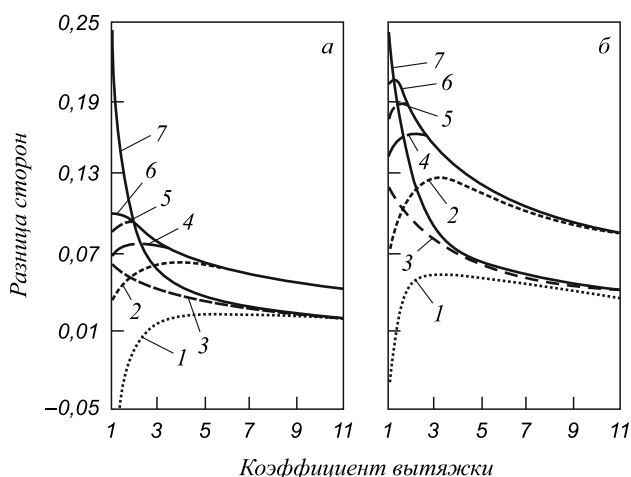


Рис. 4. Различия продольного размера двух волокон:
a – $\alpha = 4^\circ$; *б* – $\alpha = 8^\circ$;
1 – ($a1 - c3$); 2 – ($a6 - c10$); 3 – ($a2 - c2$); 4 – ($a4 - c12$); 5 – ($a5 - c11$); 6 – ($ab - cd$); 7 – ($a3 - c1$)

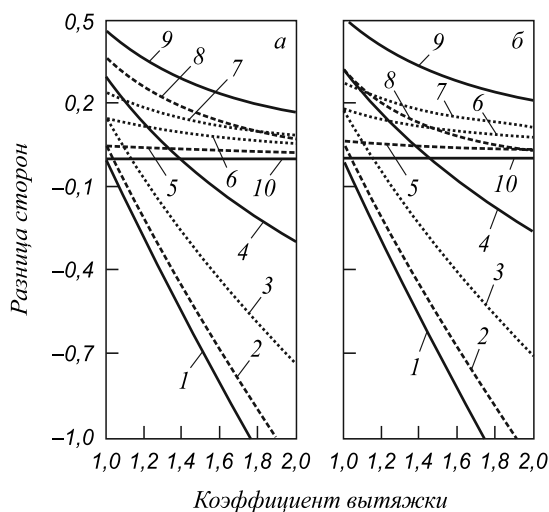


Рис. 5. Различия продольного размера двух волокон:
a – $\alpha = 4^\circ$; *б* – $\alpha = 8^\circ$;
1 – ($ac - ad$); 2 – ($a6 - ad$); 3 – ($a5 - ad$); 4 – ($a4 - ad$); 5 – ($a1 - ad$);
6 – ($a2 - ad$); 7 – ($a3 - ad$); 8 – ($cd - ad$); 9 – ($ab - ad$);
10 – линия для нулевого уровня разницы

угла α (рис. 4, б) усиливается различие продольных размеров сравниваемых волокон.

В зависимости от коэффициента вытяжки вычислены значения длины волокон, проходящих через вершину A элементарного квадрата, волокна – диагонали CD и волокна AD , параллельного оси волочения до начала деформации (см. рис. 1). Начальную и текущую длину волокна AD выбрали базовой. Исходная длина базового волокна AD меньше других за исключением длины волокна AC ($AD = AC$). Данные рис. 5 показывают различие значений длины для базового волокна AD и для других отмеченных волокон. С ростом обжатия волокна ac , ab , $a5$, $a4$ при определенных степенях деформации становятся короче базового волокна ad . При этом различие длины волокон $a1$, $a2$, $a3$, cd , ab и ad стало меньше. С увеличением угла α от 4° до 8° в целом возросла абсолютная разница размеров сравниваемых пар волокон. Волокно AD параллельно, а AC перпендикулярно оси волочения (см. рис. 1). Поэтому интенсивно возрастает разность значений для длины волокон ad и ac с ростом вытяжки

$$\Delta l_1 = ad - ac = \frac{\mu}{\cos \alpha} - \frac{1}{\sqrt{\mu}}.$$

Различие размеров для волокон ad и ac в поверхностном слое максимально ($\alpha = \alpha_0$). В центральном слое ($\alpha = 0$) эта разница меньше

$$\Delta l_0 = ad - ac = \mu - \frac{1}{\sqrt{\mu}}.$$

Сдвиговая деформация отсутствует в центральном слое, и логарифмическая деформация волокна ad равна $\varepsilon_0 = \ln(\mu)$. В поперечном сечении с тем же коэффициентом вытяжки логарифмическая деформация волокна в периферийном слое определяется как

$$\varepsilon = \ln \left(\frac{l_\mu}{l_{\mu=1}} \right),$$

где $l_{\mu=1}$, l_μ – соответственно длина волокна, ограниченная сторонами элементарного квадрата до деформации, и длина этого волокна после деформации с коэффициентом вытяжки μ . Разница значений $l_{\mu=1}$ и l_μ в общем случае вызвана деформацией при растяжении–сжатии и сдвиговой деформацией. Отношение ε и ε_0 характеризует степень различия величины деформации конкретного волокна и деформации волокна ad в центральном слое при коэффициенте вытяжки μ

$$C_{cd} = \frac{\ln \left(\frac{l_\mu}{l_{\mu=1}} \right)}{\ln \mu}. \quad (1)$$

Пусть элементарное поперечное сечение или элементарный объем, ограниченный этим сечением, состоит из n равных составляющих. Если в начале очага деформации в каждой i -ой составляющей элементарного поперечного сечения или элементарного поперечного объема удалось определить усредненную величину угла β_0 находящихся в них волокон (задача нанотехнологии в обработке металлов давлением), то можно вычислить значения показателя C_{cdi} (1). По значениям C_{cdi} определяется средняя величина $\bar{C}_{cd}$ при заданном коэффициенте вытяжки, которая может быть использована для оценки неоднородности деформации в поперечном сечении или объеме деформации при коэффициенте вытяжки μ , например, по формулам из математической статистики

$$D^2 = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} (C_{cdi} - \bar{C}_{cd})^2}{n-1}; \quad (2)$$

$$D = \sqrt{D^2}; \quad (3)$$

$$v = \frac{D}{\bar{C}_{cd}}, \quad (4)$$

где n – количество малых площадей или объемов соответственно в элементарном сечении или объеме; C_{cdi} – показатель для i -ой малой площади или i -го малого объема. Зависимости (2) – (4) определяют соответственно дисперсию D^2 , среднеквадратическое отклонение D и коэффициент вариации v для показателя неоднородности деформации C_{cd} .

Дальнейшие вычисления показали, что с ростом обжатия снижается количество укорачивающихся волокон, и при определенной степени деформации (условно назовем ее критической) их большинство (например, более 95 %) удлиняется с одновременным уменьшением своего угла наклона к оси волочения. Чем меньше перед входом рабочего конуса волокна волокон с малым углом к вертикальной оси r , тем будет более однородной деформация в поперечном сечении и во всем объеме пластического формоизменения заготовки. При этом снижается величина критической деформации. Для повышения однородности деформации в микрообъеме необходимо, чтобы соприкасающиеся или близкие друг к другу волокна имели незначительное различие значений угла наклона β_0 . Это будет способствовать формированию низкого уровня остаточных напряжений и одинаковой прочности волокон. Таким образом, в зависимости от природы материала и способов термической или термомеханической обработки заготовки существует диапазон значений степени ее обжатия, при которых наблюдается наибольшая неоднородность деформации. На рис. 4 максимум различия размеров волокон находится в интервале коэффициента вытяжки $1,8 - 3,0$ (технологическая степень деформации $Q = 44 - 67 \%$).

Максимум неоднородности деформации должен вызывать определенное влияние на показатели качества проволоки и проволочных изделий.

Такое заключение согласуется с результатами ряда экспериментальных исследований. Например, в работе [5] отмечено, что при суммарных степенях технологической деформации углеродистой проволоки $Q = 40 - 50\%$ в ней возникают остаточные напряжения порядка 75% предела текучести. У такой проволоки несколько меньший уровень усталостной и коррозионной стойкости, чем у проволоки с деформацией $Q = 75 - 90\%$. Образцы проволоки из стали 12Х18Н10Т [6], протянутой со степенью деформации $Q = 66\%$, разрушились при действии растягивающей нагрузки в сероводородсодержащей среде в течение $50 - 144$ ч, а после проведения отпуска этой проволоки при 400°C время до разрушения увеличилось в два раза. Стойкость холоднотянутых образцов с меньшей и большей степенью деформации находилась в интервале $200 - 300$ ч. Увеличение стойкости к сероводородному растрескиванию проволоки после проведения отпуска вызвано снижением внутренних напряжений [6].

Выводы. Определена схема деформации материальных волокон в центральном и периферийных слоях проволочной заготовки. В зависимости от степени деформации заготовки, места расположения материальных волокон и их ориентации на выходе волокна могут увеличить, уменьшить или оставить без изменения свою длину. Монотонную деформацию в

очаге пластического течения испытывают только волокна, находящиеся параллельно и перпендикулярно оси волочения в центральном слое заготовки. Величина и знак различия размеров двух волокон в очаге пластического формоизменения зависят от их первоначальных размеров, ориентации и удаления от оси волочения, а также степени их деформации и угла волочения. Расчеты показали, что при определенных значениях степени деформации проволоки может наблюдаться наибольшая неоднородность деформации волокон в поперечном сечении и во всем объеме пластической деформации.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Аркулис Г.Э., Дорогобид В.Г. Теория пластичности: Учеб. пос. для вуз. – М.: Металлургия, 1987. – 352 с.
2. Губкин С.И. Пластическая деформация металлов. Т. 3. – М.: Металлургиздат, 1960. – 306 с.
3. Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. – М.: Металлургия, 1971. – 447 с.
4. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. – М.: Металлургия, 1970. – 229 с.
5. Семавина А.Н., Гаврилюк В.Г., Терских С.А. и др. // Физ.-хим. механика материалов. АН УССР. Наукова думка 1979. № 2. С. 36 – 40.
6. Процев И.М., Гурьянов Г.Н., Иванов В.П. и др. // Физ.-хим. механика материалов. АН УССР. Наукова думка. 1985. № 5. С. 96 – 99.

© 2013 г. Г.Н. Гурьянов, О.С. Железков
Поступила 12 ноября 2012 г.

А.И. Лантев, Н.Н. Степанова, Н.И. Полушин, М.Н. Сорокин

Национальный исследовательский технологический университет «МИСИС»

ИЗУЧЕНИЕ ХИМИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ В ПРОЦЕССЕ ИЗГОТОВЛЕНИЯ АЛМАЗНОГО КАМНЕРЕЗНОГО ИНСТРУМЕНТА

Аннотация. Проведено изучение химического взаимодействия между компонентами трех типов связок с различным химическим составом на основе кобальта, железа (V-21), а также меди и никеля (B-13) в процессе изготовления алмазного инструмента методом горячего прессования. Установлено, что давление интенсифицирует химическое взаимодействие основных компонентов связок кобальта и B-13 с алмазом. Наблюдаются активное растворение алмаза в кобальте и взаимодействие с твердым раствором на основе α -Fe с образованием карбидов железа Fe_3C (B-13). В области контакта алмаз–связка это активное химическое взаимодействие приводит к охрупчиванию связки и появлению трещин при изготовлении сколов. Добавка алмазного порошка AM 14/10 к связке V-21 и спекание при 860 °C в течение 9 мин не приводит к изменению параметров твердого раствора на основе железа, т.е. химическое взаимодействие связка–алмаз идет значительно медленнее и охрупчивания контактной зоны связка–алмаз не происходит.

Ключевые слова: связка алмазного инструмента, твердый раствор, химическое взаимодействие, горячее спекание.

CHEMICAL INTERACTIONS AT DRILL BITS DIAMOND TOOLS PRODUCTION STUDY

Abstract. The study of chemical interactions between the components of the three types of bundles with different chemical compositions based on Co, Fe (V-21), as well as copper and nickel (B-13) in the process of manufacturing a diamond tools by hot pressing. Found that the pressure intensifies the chemical interaction of the basic components of ligaments Co and B-13 with a diamond. Observed active dissolution of diamond in cobalt and interaction with the solid solution based on α -Fe to form iron carbides Fe_3C (B-13). In the contact-bond diamond is the active chemical interaction leads to embrittlement and cracking ligament in the manufacture of chips. The addition of diamond powder AM 14/10 to a bunch of V-21 and sintering at 860 °C for 9 min does not change the parameters of a solid solution of iron-based, that is, chemical interaction bunch-diamond is much slower and brittle contact zone ligament-diamond happens.

Keywords: a bunch of diamond tools, solid solution, chemical interaction, hot sintering.

В настоящее время наиболее часто применяемым методом изготовления алмазного камнерезущего инструмента является спекание под давлением в графитовых пресс-формах. Во время выдержки при высоких температурах алмазосодержащих элементов происходят различные физико-химические процессы: химическое взаимодействие компонентов связки между собой, остатками пластификатора и алмазным порошком. При этом связка приобретает требуемую прочность и твердость. Кроме механических свойств связки большое влияние на работоспособность инструмента имеет также изменение свойств алмазного порошка при спекании [1, 2]. Использование природных алмазов EMB 20/40 при спекании в матрицах на основе никеля приводит к потерям алмаза и кобальта до 1,61 – 4,59 % соответственно [1]. Результаты исследований фирмы De Beers приведены в работе [2]. Для изготовления инструмента из трех типов связок методом спекания в контролируемой атмосфере с последующим горячим прессованием при давлении 78,8 МПа были использованы синтетические алмазы SDA100 40/50 и определены потери их на графитизацию, окисление и за счет растворения в матричном материале. После спекания при 1000 °C убыль алмаза в связке на основе кобаль-

та составила 8 %. Спекание при температурах выше 900 °C приводит также к существенному снижению механических свойств алмазов SDA100. Поэтому изучение процессов химического взаимодействия, протекающих при спекании, важно для оптимизации режимов изготовления алмазосодержащих элементов.

Целью работы являлось изучение химического взаимодействия между компонентами связки в процессе изготовления алмазного камнерезного инструмента. Для изучения были выбраны три типа связок, широко применяемых в настоящее время для изготовления алмазного камнерезного инструмента с принципиально различным химическим составом: связка на основе кобальта (99,9 %) – Diacob-1400cobalt (extrafine), на основе железа – V-21 (Fe – 74 %, Co – 15 %, Cu – 9 %, Sn – 1 %, P – 1 %); на основе меди и никеля – B-13 (Cu – 42 %, Ni – 34 %, Fe – 12 %, Co – 0,5 %; W – 0,5 %; Sn – 6,5 %, Cr – 4 %). Изготовление алмазосодержащих (с добавками шлифпорошков алмазов SDB 1085 40/50 и микропорошков AM 14/10) и безалмазных образцов проводили методом спекания под давлением в графитовых пресс-формах на оборудовании фирмы Dr. Fritsch, Германия. Для повышения реакционной способности порошковых смесей проводили их обработку в плане-

тарной мельнице в течение 3 мин. Введение микропорошка алмаза проводили для увеличения контактной поверхности порошков связки с алмазами. За один цикл спекали 24 образца размером 5×7×24 мм. При спекании образцов из связки на основе кобальта варьировали температуру спекания при времени 3 мин, из связок V-21 и В-13 варьировали время спекания при температурах 860 и 880 °С соответственно. Изучение фазового и химического состава проводили методом рентгенофазового и микрорентгеноспектрального анализа и с помощью полевого эмиссионного растрового электронного микроскопа JSM-6700F с приставкой для энерго-дисперсионной спектроскопии JED-2300F фирмы JEOL, Японии.

Результаты рентгенофазового изучения образцов на основе кобальта приведены в табл. 1. Из данных, представленных в табл. 1, следует, что для связки Со, измельченной в планетарной мельнице, наблюдается появление фазы СоО. По-видимому, это связано с адсорбцией кислорода при измельчении связки на основе кобальта.

При добавке алмазного порошка АМ к исходной связке Со и спекании при 1000 °С в течение 3 мин происходит полное исчезновение фазы Со-α. Возрастает параметр кристаллической решетки (А) Со-β с 3,540 до 3,550 Å. Увеличение параметра решетки кобальта характерно для образования твердого раствора на его основе и соответствует параметру соединения состава Со₁₉₇С₃ (3,551 Å). Параметр решетки алмаза соответствует эталонным данным (3,567 Å) и равен 3,5667 Å.

Для исследования на электронном микроскопе были приготовлены сколы полученных образцов. На рис. 1, а приведена фотография зоны с объемным, рельефным изображением зерна алмаза со стороны скола. На рис. 1, б показан химический состав этой же зоны, свидетельствующий о химической неоднородности зоны (снимок сделан в отраженных электронах). На

рис. 1, в, г приведены карты распределения углерода и кобальта. На рис. 2 приведены кривые распределения элементов С и Со по линии, графические зависимости: SE показывает рельеф поверхности вдоль линии; BSE показывает границы зон с разным химическим составом или границу фаз. На рис. 2 хорошо видна трещина между кристаллом и связкой. На графике SE это подтверждается падением интенсивности линии, а затем интенсивность резко возрастает, попадая на ребро кристалла.

Результаты рентгенофазового изучения образцов на основе связки V-21 приведены в табл. 2. Фазовый состав исходного и измельченного порошков в планетарной мельнице представлен медью, твердым раствором на основе меди и интерметаллидами железа (Fe₁₇Co₃). При размолу диаметр блоков областей когерентного рассеяния (ОКР) фаз на основе меди практически не изменился, диаметр блоков Fe₁₇Co₃ уменьшился почти в 2 раза: с 65 до 32 нм.

В табл. 2 представлены результаты количественного анализа исходной связки, спеченной при 860 °С за 9 мин. Полностью исчезла фаза чистой меди. Присутствуют только твердые растворы на основе кристаллических решеток меди с параметром 3,687 Å и железа с параметром 2,869 Å. Размеры ОКР в процессе спекания порошка практически не меняются.

Для связки диабаза V-21, измельченной в планетарной мельнице и спеченной при 860 °С за 9 мин, наблюдаются изменения, характерные для спекания диабаза V-21 без дополнительного размолу. Параметр решетки твердых растворов не меняется. Диаметры блоков практически остаются неизменными в пределах ошибки расчета.

Добавка алмазного порошка АМ к исходной связке диабаза и последующее спекание при 860 °С в течение 9 мин приводит к некоторому снижению значений параметров кристаллической решетки твердых растворов с 3,687 до 3,662 Å для раствора на основе меди и с 2,869

Таблица 1

Фазовый состав образцов кобальта

Тип образцов	Фазовый состав	
	наименование фаз	количество, % *
Кобальт исходный	Со-β (A1, fcc, T > 400~C)	39
	Со-α (A3, hcp, T < 400~C)	61
Кобальт после спекания (1000 °C, 35 МПа, 3 мин)	Со-β (A1, fcc, T > 400~C)	33
	Со-α (A3, hcp, T < 400~C)	67
Кобальт после дополнительного размолу (3 мин) и спекания (1000 °C, 35 МПа, 3 мин)	Со-β (A1, fcc, T > 400~C)	14
	Со-α (A3, hcp, T < 400~C)	85,5
	СоО (type NaCl)	0,5
Кобальт + АМ 14/10 после спекания (1000 °C, 35 МПа, 3 мин)	Со-β (A1, fcc, T > 400~C)	77
	С (A4, diamond)	23

* Ошибка расчета количественного состава составляет ± 10–15 % фазы.

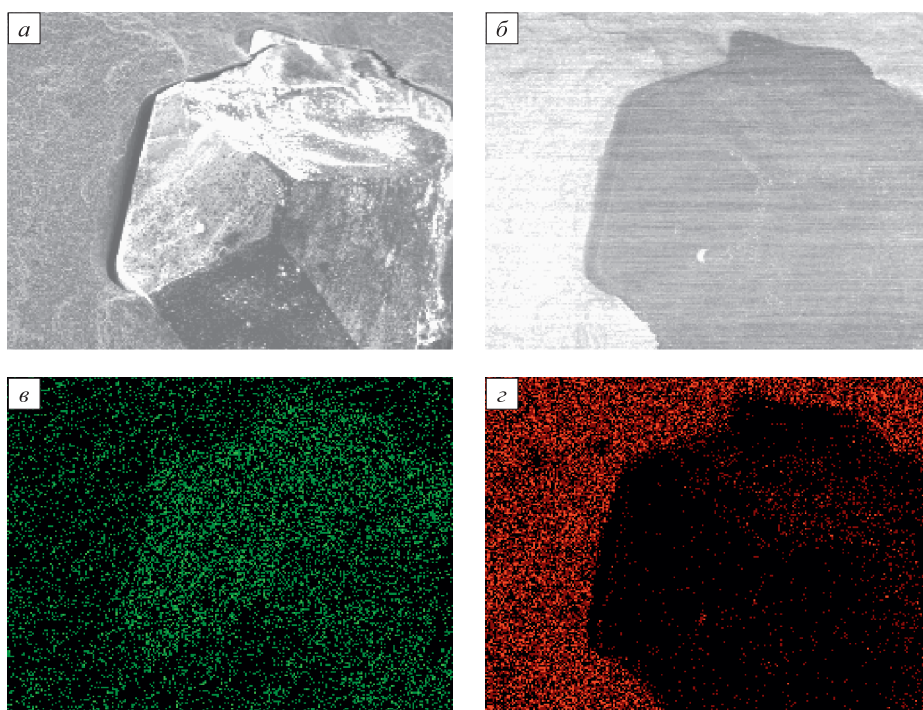


Рис. 1. Фотографии скола связки Co с алмазами SDB 1085 40/50, $\times 100$:
 а – SE, 255; б – BSE, 255; в – CKa, 6; г – CoKa, 6

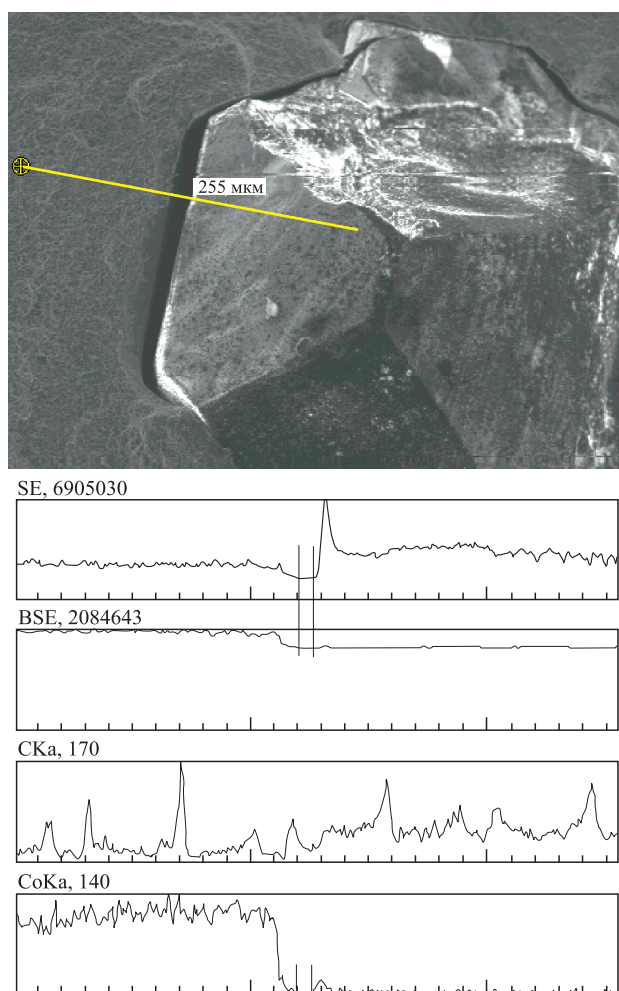


Рис. 2. Распределение элементов в зоне кобальт–алмаз, $\times 200$

до 2,866 Å для раствора на основе железа. Добавка алмазного порошка АМ к измельченной в мельнице связке диабаз и последующее спекание при 860 °С в течение 9 мин не влияет на параметры твердого раствора на основе железа. Параметр твердого раствора на основе меди снижается с 3,687 до 3,658 Å.

Сколы полученных образцов были исследованы на электронном микроскопе. На рис. 3, а приведена фотография зоны с объемным, рельефным изображением области скола. На рис. 3, б показан химический состав этой же зоны, свидетельствующий о химической неоднородности зоны. На рис. 3, в – е приведены карты распределения элементов в этой же зоне. Анализируя карты распределения элементов можно видеть, что все элементы, за исключением углерода, достаточно равномерно распределены в матрице. Об этом свидетельствуют и кривые распределения элементов С, Fe, Co, Cu, Sn, Р по линии (рис. 4). Также показаны графические зависимости SE и BSE. Приведенные данные четко согласуются с данными по карте распределения элементов.

Результаты рентгенофазового изучения образцов, полученных путем различной обработки в планетарной мельнице и спекания при 880 °С в течение 9 мин на основе связки В-13 приведены в табл. 3. Согласно рентгенофазовому анализу, в данной связке присутствуют следующие фазы: никель, α -Fe и твердый раствор на основе меди. Фазы чистого хрома не обнаружено. На уровне фона видны рефлексы очень малой интенсивности, которые трактовались как сверхструктурные. Возможно они принадлежат фазам $\text{Ni}_{(\text{твр.})}$, $\text{Cu}_{17}\text{Sn}_3$ и CrB_2 .

Таблица 2

Фазовый состав образцов V-21

Тип образцов	Фазовый состав	
	наименование фаз	количество, %
Порошок исходный V-21	Cu ($A = 3,614 \pm 0,001 \text{ \AA}$)	2
	Cu ($A = 3,668 \pm 0,001 \text{ \AA}$)	17
	Fe ₁₇ Co ₃ ($A = 2,865 \pm 0,001 \text{ \AA}$)	81
Порошок V-21 после дополнительного размола (3 мин)	Cu ($A = 3,618 \pm 0,001 \text{ \AA}$)	5
	Cu ($A = 3,665 \pm 0,001 \text{ \AA}$)	17
	Fe ₁₇ Co ₃	78
V-21 после спекания (860 °С, 35 МПа, 9 мин)	Cu ($A = 3,687 \pm 0,001 \text{ \AA}$)	16
	Fe- α (A2, bcc, $T < 900^\circ\text{C}$) $A = 2,869 \pm 0,00002 \text{ \AA}$	84
V-21 после дополнительного размола (3 мин) и после спекания (860 °С, 35 МПа, 9 мин)	Fe- α (A2, bcc, $T < 900^\circ\text{C}$) $A = 2,87 \pm 0,00002 \text{ \AA}$	81
	Cu ($A = 3,6871 \pm 0,0001 \text{ \AA}$)	19
V-21 + АМ после спекания (860 °С, 35 МПа, 9 мин)	Fe- α (A2, bcc, $T < 900^\circ\text{C}$) $A = 2,8656 \pm 0,00003 \text{ \AA}$	45
	Cu ($A = 3,662 \pm 0,0003 \text{ \AA}$)	13
	C (A4, diamond)	42
V-21 после дополнительного размола (3 мин) + АМ 14/10 после спекания (1000 °С, 35 МПа, 3 мин)	Fe- α (A2, bcc, $T < 900^\circ\text{C}$) $A = 2,8664 \pm 0,00003 \text{ \AA}$	51
	Cu ($A = 3,6576 \pm 0,0003 \text{ \AA}$)	14
	C (A4, diamond)	35

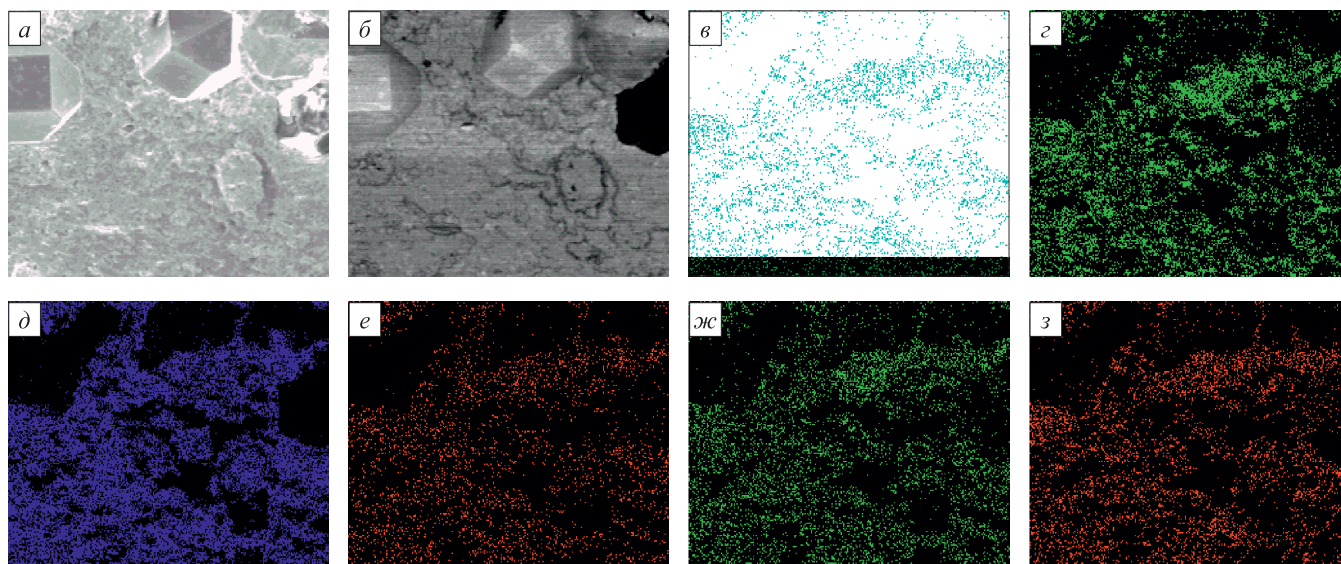
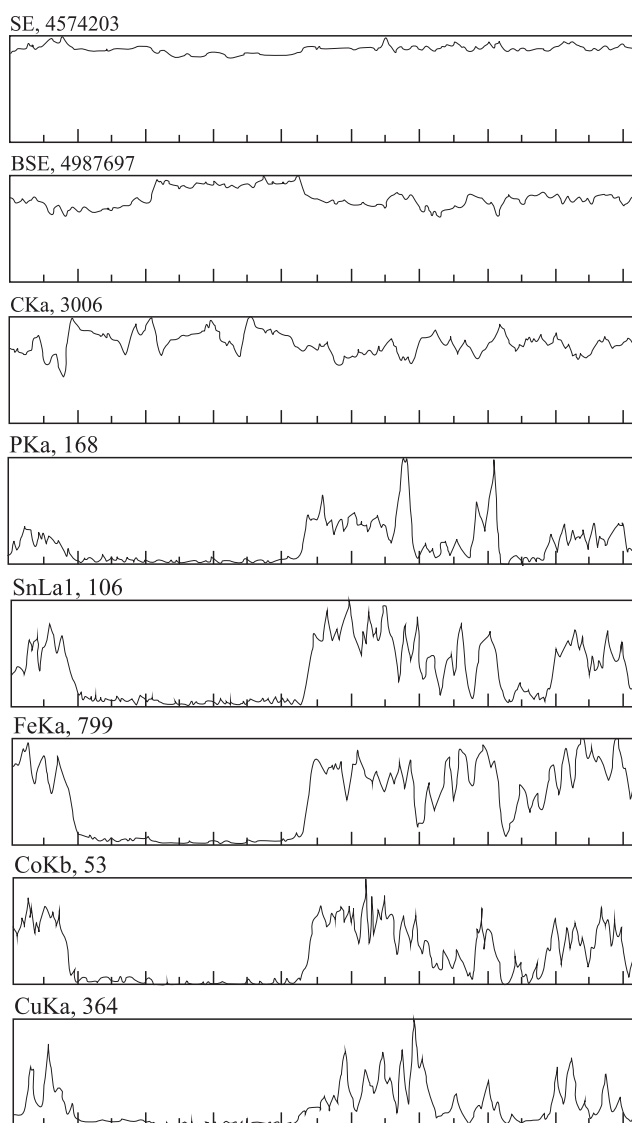
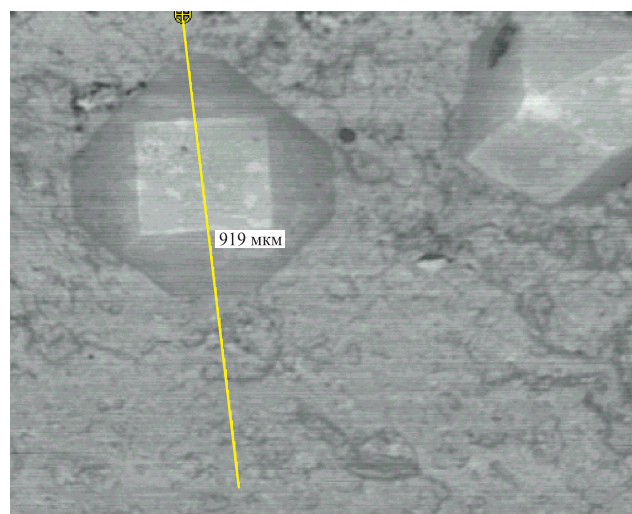


Рис. 3. Фотографии скола связки V-21 с алмазами SDB 1085 40/50, $\times 50$:
а – SE, 255; б – BSE, 255; в – CKa, 4; г – CuKa, 7; д – FeKa, 13; е – CoKb, 3; ж – SnLa, 1,5; з – PKa, 5

При спекании образцов из исходной связки В-13 при 880 °С в течение 9 мин твердый раствор на основе α -Fe (твердый раствор I) более однороден по составу, чем твердый раствор на основе Cu (твердый раствор II). Состав образцов связки можно предста-

вить как смесь твердых растворов с одними и теми же компонентами, но разным массовым соотношением. При этих условиях спекания еще присутствует остаточная фаза никеля, находящаяся в дисперсном состоянии. При спекании образцов из исходной связ-

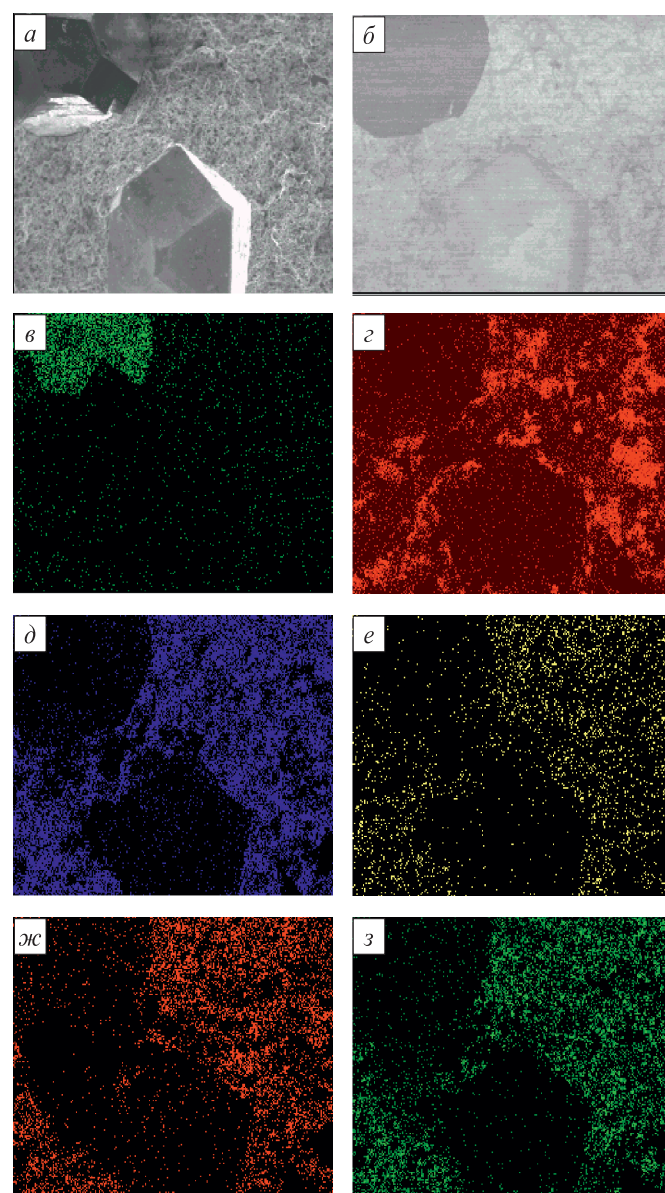
Рис. 4. Распределение элементов в зоне V-21–алмаз, $\times 50$

ки В-13, предварительно измельченной в планетарной мельнице, произошла гомогенизация твердого раствора II и возросла его доля в количественном соотношении твердых растворов I и II. Фаза никеля

вошла в твердый раствор II. При этом наблюдается уменьшение размеров ОКР для твердого раствора I с 12 до 23 нм.

Для исследования на электронном микроскопе были приготовлены сколы полученных образцов.

На рис. 5, а приведена фотография зоны с объемным, рельефным изображением зерна алмаза со стороны скола. На рис. 5, б показан химический состав этой же зоны, свидетельствующий о ее химической неоднородности (снимок сделан в отраженных электронах). На нижних рисунках приведена карта распределения элементов в этой же зоне. Часть алмазов на сколе имеет покрытие, элементный состав которого, по данным спектрального анализа, соответствует составу связки. Из этого факта можно заключить, что ал-

Рис. 5. Фотографии скола связки В-13 с алмазами SDB 1085 40/50, $\times 50$:

а – SE, 255; б – BSE, 255; в – CKa, 7; г – FeKa, 10; д – NiKa, 8; е – CuKb, 3; ж – SnLa, 1,5; з – CrKa, 7

Таблица 3

Фазовый состав образцов В-13

Тип образцов	Фазовый состав	
	наименование фаз	количество, %
Порошок исходный В-13	Fe- α ($A2$, bcc, $T < 900^{\circ}\text{C}$) $A = 2,866 \pm 0,004 \text{ \AA}$	24
	Ni ($A = 3,523 \pm 0,002 \text{ \AA}$)	32
	Cu ($A = 3,679 \pm 0,001 \text{ \AA}$)	56
Порошок В-13 после дополнительного размола (3 мин)	Fe- α ($A2$, bcc, $T < 900^{\circ}\text{C}$) $A = 2,8663 \pm 0,004 \text{ \AA}$	25
	Ni ($A = 3,5234 \pm 0,002 \text{ \AA}$)	31
	Cu ($A = 3,7017 \pm 0,001 \text{ \AA}$)	49
В-13 после спекания (880 °С, 35 МПа, 9 мин)	Ni ($A = 3,5746 \pm 0,004 \text{ \AA}$)	15
	Fe- α ($A2$, bcc, $T < 900^{\circ}\text{C}$) $A = 2,8683 \pm 0,0003 \text{ \AA}$	20
	Cu ($A = 3,6358 \pm 0,0002 \text{ \AA}$)	65
В-13 после дополнительного размола (3 мин) и после спекания (880 °С, 35 МПа, 9 мин)	Fe- α ($A2$, bcc, $T < 900^{\circ}\text{C}$) $A = 2,871 \pm 0,00008 \text{ \AA}$	23
	Cu ($A = 3,6378 \pm 0,0003 \text{ \AA}$)	77
В-13 + АМ после спекания (880 °С, 35 МПа, 9 мин)	Fe- α ($A2$, bcc, $T < 900^{\circ}\text{C}$) $A = 2,8749 \pm 0,0003 \text{ \AA}$	9
	Cu ($A = 3,6413 \pm 0,0003 \text{ \AA}$)	59
	C ($A4$, diamond)	26
	Fe ₃ C (type $L'''3$)	6
В-13 после дополнительного размола (3 мин) + АМ 14/10 после спекания (1000 °С, 35 МПа, 3 мин)	Fe- α ($A2$, bcc, $T < 900^{\circ}\text{C}$) $A = 2,8709 \pm 0,0002 \text{ \AA}$	18
	Cu ($A = 3,6341 \pm 0,0002 \text{ \AA}$)	43
	C ($A4$, diamond)	32
	Fe ₃ C (type $L'''3$)	7

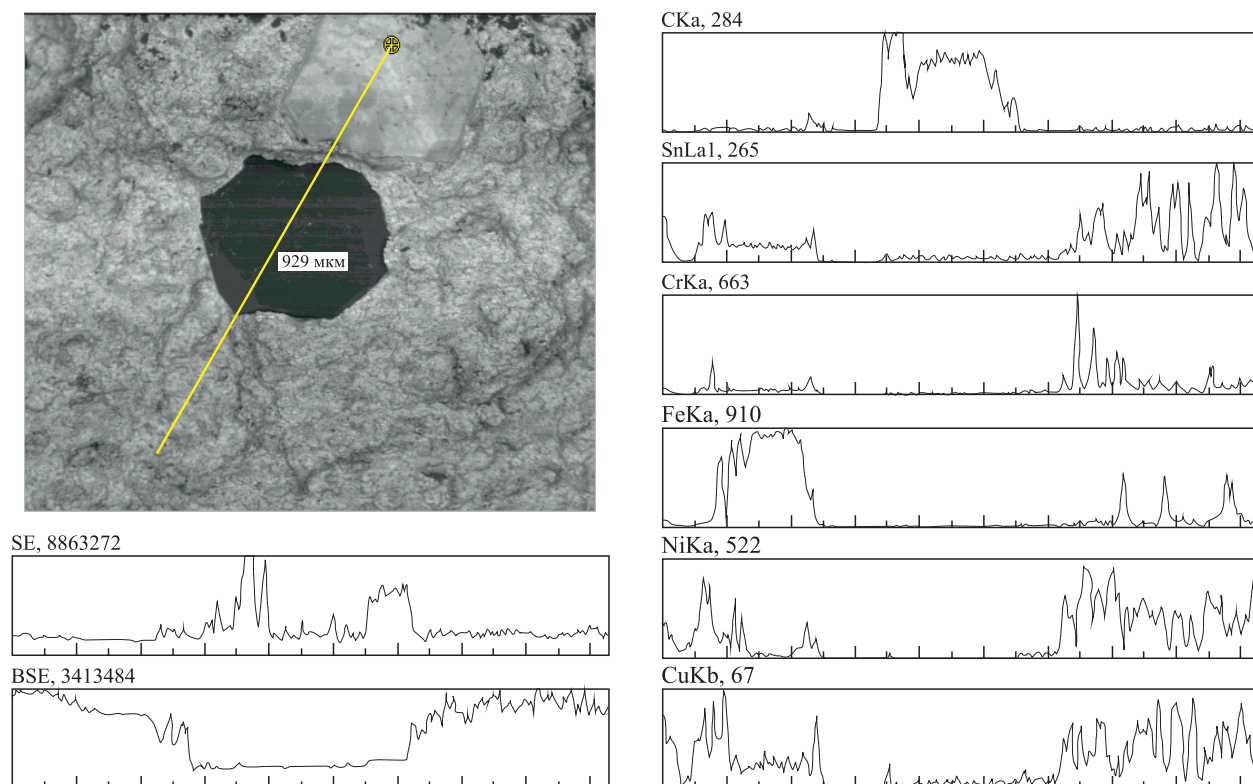
мазы в связке В-13, в отличие от связок на основе Со и V-21, имеют не только механическое, но и адгезионное закрепление.

На рис. 6 приведены кривые SE , BSE и распределения элементов С, Fe, Ni, Cu, Sn, Сг по линии.

На кривой распределения углерода в зоне, где располагается кристалл алмаза без покрытия, интенсивность линий значительно выше, чем в области связки, где интенсивность практически равна нулю. Также в зоне его расположения видны кривые небольшой интенсивности, принадлежащие меди и олову. Максимальная интенсивность линий Fe, Ni, Сг наблюдается в области связки и практически отсутствует в зоне расположения кристалла алмаза. При изучении кривых распределения элементов С, Fe, Ni, Cu, Sn, Сг по линии, проходящей через связку и два кристалла, при этом один из них покрыт связкой, было установлено, что кривые распределения полностью соответствуют

данным рис. 6. Это также доказывает, что кристалл покрыт связкой, т.е. связка плотно прилегает к алмазу и является химически активной по отношению к нему. Также нужно заметить, что в области поверхности алмаз–связка наблюдаются трещины, что свидетельствует о недостаточной пластичности связки в этой зоне.

Выводы. При изучении взаимодействия компонентов трех типов связок с различным химическим составом (Со, V-21, В-13) с алмазом при спекании под давлением установлено, что давление интенсифицирует химическое взаимодействие основных компонентов связок Со и В-13 с алмазом. Наблюдаются активное растворение алмаза в кобальте и взаимодействие с твердым раствором на основе α -Fe с образованием карбидов железа Fe₃C (В-13). В области контакта алмаз–связка это активное химическое взаимодействие приводит к охрупчиванию связки на

Рис. 6. Распределение элементов в зоне В-13–алмаз, $\times 50$

поверхности кристалла алмаза и появлению трещин при изготовлении сколов. Добавка алмазного порошка АМ 14/10 к связке V-21 и спекание при 860 °С в течение 9 мин не приводит к изменению параметров твердого раствора на основе железа, т.е. химическое взаимодействие связка–алмаз идет значительно медленнее и охрупчивания контактной зоны связка–алмаз не происходит.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Young B. // Industrial diamond review. 1966. Vol. 26. No. 312. P. 483 – 488.
2. Bullen G.J. // Industrial diamond review. 1975. No. 10. P. 363 – 365.

© 2013 г. А.И. Лаптев, Н.Н. Степарева,
Н.И. Полушин, М.Н. Сорокин
Поступила 17 января 2013 г.

УДК 681.3

С.И. Шарыбин., А.В. Ключев, В.Ю. Столбов

Пермский национальный исследовательский политехнический университет

ИДЕНТИФИКАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ СЛОЖНОЙ ЗЕРНОВОЙ СТРУКТУРЫ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ

Аннотация. Описывается алгоритм идентификации параметров сложных зерновых структур металлов и сплавов. Приведены примеры обработки и анализа фотографий шлифов, подтверждающие возможность применения разработанного алгоритма для идентификации параметров сложных зерновых структур.

Ключевые слова: анализ шлифов, зерновые микроструктуры, идентификация параметров.

COMPLEX GRAIN STRUCTURE OF METALS AND ALLOYS IDENTIFICATION

Abstract. Describes identifying complex grain structures on metals and alloys sections algorithm. Example results of section picture processing and analysis, which confirms possibility of usage developed algorithm for complex grain structures parameter identification.

Keywords: section analysis, grain microstructures, parameter identification.

В данной работе рассматривается задача идентификации характеристик зерновых структур по имеющемуся множеству шлифов металлов и сплавов. Под идентификацией здесь понимается определение численного значения различных параметров зерновой структуры автоматизированным способом.

Идентификация параметров является заключительным этапом анализа микроструктур шлифа, перед которым следует подготовка материала и самого шлифа, а также проведение классификации шлифа. Классификация может проводиться как ручными, так и автоматическими методами [1]. В данной работе особое внимание будет уделено именно этапу идентификации, безотносительно к тому, как именно была получена фотография зерновой структуры для анализа.

В настоящее время подобная идентификация параметров обычно производится вручную, при использовании различных шаблонов, зачастую даже без привлечения вычислительной техники. Это связано с тем, что существующие программные решения в этой области либо дорогостоящи, либо не решают тех задач, которые возникают при выполнении анализа [2]. Ручные же методы, приведенные, например, в работах [3, 4], дают лишь приближенное представление о структуре металла и его свойствах, а также требуют значительного времени для получения результата.

Существует целый ряд параметров зерновых структур, которые необходимо знать эксперту при проведении анализа шлифа. Эти параметры могут варьироваться в зависимости от того, к какому классу принадлежит изучаемый шлиф, а также от того, какие свойства материала проверяются данным анализом. Чаще всего определяются следующие параметры:

- величина зерна (средний, минимальный, максимальный);
- дисперсия величин зерна;
- степень анизотропии зерен (отклонение от круглой формы);
- плотность распределения зерен;
- ориентация зерен, и др.

Кроме того, существует ряд параметров, не связанных напрямую с зернами, но которые также важны при проведении анализа:

- определение наличия и расположения ферритных фаз;
- определение наличия и расположения перлитных фаз;
- анализ неметаллических включений и др.

Как будет показано далее, все эти характеристики могут быть определены схожими методами.

Вид зерен на фотографиях шлифов [5] варьируется в зависимости от класса, к которому принадлежит этот шлиф. После проведения ручного анализа фотографий было выделено два различных с точки зрения автоматизированной обработки вида зерновых структур. Это могут быть однородные темные области (например, вкрапления углерода на шлифе стали). Либо же зерна могут быть проявлены на фотографии в виде их границ (например, при анализе зернистых перлитов). На рис. 1 представлено сравнение этих двух возможных зерновых структур.

Также результатом этого ручного анализа фотографий является то, что идентификация всех вышеперечисленных характеристик может быть сведена к выделению светлых и темных зон на фотографиях подобного вида (при этом, естественно, трактоваться эти зоны будут по-разному).

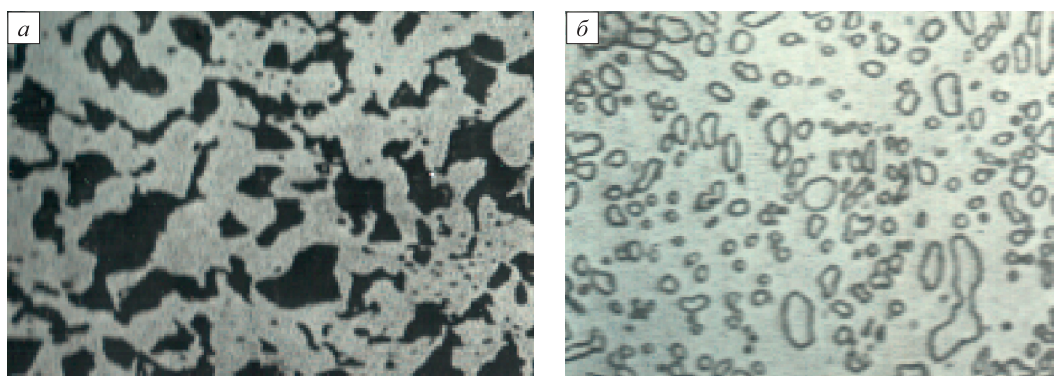


Рис. 1. Вид зерен на шлифах среднеуглеродистой стали, $\times 250$ (а) и зернистого перлита, $\times 2000$ (б)

Целью данной работы является разработка алгоритма автоматизированной идентификации параметров по имеющемуся набору фотографий шлифов металлов с учетом их специфики.

Алгоритм идентификации параметров. Разрабатываемый алгоритм идентификации параметров зерновой структуры разбит на несколько этапов, которые выполняются последовательно:

- предобработка фотографии;
- определение границ зерен;
- аппроксимация границ зерен замкнутыми ломаными линиями;
- подсчет численных характеристик найденных зерен.

В зависимости от вида анализируемой структуры, некоторые этапы алгоритма могут быть пропущены. Например, при анализе ферритных структур при увеличении порядка $\times 250$ границы зерен уже отчетливо видны на фотографии и этап определения границ не имеет актуальности. Также при анализе неметаллических включений, зачастую, зерна уже отчетливо видны и никаких специальных средств для их нахождения применять не требуется (рис. 2)

Далее этапы алгоритма рассмотрены более подробно.

Предобработка фотографии. Целью этапа предобработки фотографии является приведение фотографии к виду, пригодному для его автоматизированной обработки.

Исследование фотографий происходит в пространстве градаций серого, поэтому первым шагом предобработки является приведения фотографии к этому пространству. При этом используются стандартные хроматические коэффициенты [6].

Фотографии шлифов могут быть сделаны с различными параметрами фотокамеры (основным параметром является выдержка), что приводит к различной освещенности фотографии. Визуально на фотографии это может проявиться в виде низкого контраста, что усложняет поиск зерен и делает его менее надежным.

Для компенсации различий в освещенности используется стандартный подход выравнивания гистограммы, описанный в работе [6]. Результатом работы этого алгоритма является изображение, гистограмма которого заполняет весь диапазон величин от 0 до 1.

Одним из негативных эффектов такого масштабирования гистограммы является проявление изначально не столь очевидной зашумленности на фотографии. Для избавления от этого эффекта в рамках решаемой задачи достаточно было применения фильтра уменьшения шума, основанном на локальном среднем значении с ядром 3×3 пикселя [6]. Такое преобразование также несколько размывает границы зерен, что может быть легко скомпенсировано после получения численных характеристик зерен.

Определения границ зерен. Как было описано выше, существует два вида зерен, которые необходимо

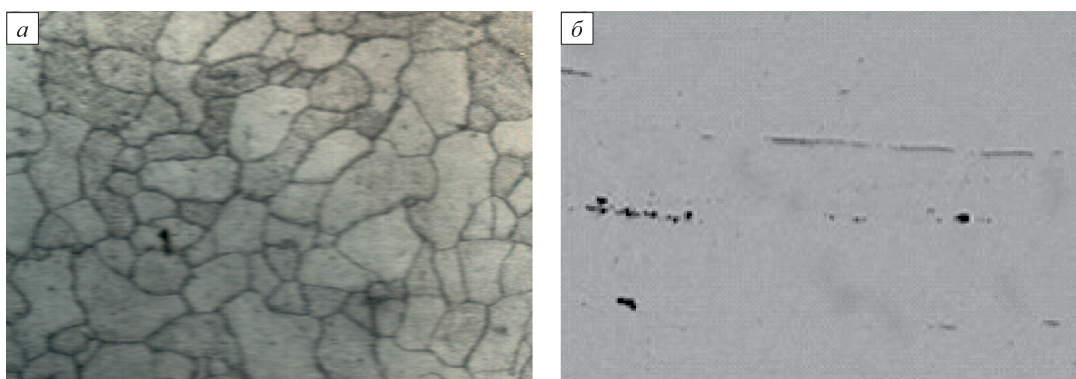


Рис. 2. Феррит, $\times 250$ (а) и неметаллические включения (б)

распознавать. Для того, чтобы эти два типа можно было распознавать единообразно, было принято решение о приведении фотографии шлифа к виду, на котором зерна представляются в виде границ. Для этого используется алгоритм определения границ, основанный на применении матрицы конволюций с ядром преобразования в виде лапласиана [6]. Такое преобразование сводится к замене значения пиксела на скалярное произведение матрицы, построенной из окружающих его пикселей на матрицу ядра преобразования.

Форма границ зерен после применения такого преобразования показана на рис. 3.

Как видно из приведенных примеров, в случае зернистого перлита наблюдается явно выраженная двойная граница. Подобная ситуация может возникнуть и при других видах зерен. Так, при рассмотрении среднеуглеродистой стали, подобная картина может наблюдаться в случае металлических вкраплений в области углерода. Связано это с природой самих зерен – у кольцевидных зерен будет определена как внешняя, так и внутренняя границы.

Подобная ситуация легко разрешается путем использования лишь внешней границы зерна и игнорирования возможных внутренних областей. Такой подход не влияет на точность определения размера и ориентации зерен.

Анализ границ и выделение зерен. Следующим шагом для подсчета характеристик микроструктуры является анализ границ и выделение зерен. На данном этапе работы используется переборный алгоритм, который заключается в обходе всех пикселей изображения по порядку, и при встрече светлого пикселя начинается поиск замкнутой области. При этом пиксели изображения рассматриваются построчно слева направо, строки идут сверху вниз, обход границы происходит по часовой стрелке.

Обход границы происходит итерационным методом, на каждом шаге которого происходит поиск следующего пикселя, на который можно осуществить переход. В качестве возможных альтернатив рассматриваются все соседние с текущим светлые пиксели. Альтернативы рассматриваются внутри небольшой области разме-

ра 5×5 пикселей. Для уменьшения влияния возможных оставшихся шумов на изображении размер этой области может быть изменен.

При обходе сохраняются координаты пикселей, которые принадлежат границе и которые позднее используются для подсчета характеристик зерновой структуры. Таким образом, после завершения работы этого шага алгоритма существует массив данных, который описывает все найденные зерна. Зерна представляются как многоугольники, у которых известны координаты всех вершин в порядке обхода против часовой стрелки.

Подсчет численных значений параметров зерна.

Следующим шагом алгоритма является подсчет численных значений характеристик зерен. Набор таких характеристик также зависит от типа анализируемой структуры. Далее будет приведен список и описание всех численных характеристик, которые могут быть распознаны автоматизированной системой.

Ориентация зерна отождествляется с направлением прямой, проходящей через наиболее удаленную от геометрического центра точку на границе зерна и его геометрический центр.

Размер зерна считается по двум направлениям – одно из них это размер зерна по направлению ориентации зерна, второй размер считается в ортогональном направлении.

Для нахождения численных значений размера используется ограничивающий прямоугольник, направленный вдоль зерна (рис. 4). С точки зрения реализации это эквивалентно повороту зерна таким образом, что он становится горизонтально ориентированным, и нахождению минимальных и максимальных значений по осям X и Y . Разница между максимальным и минимальным значением по горизонтали составляет размер зерна вдоль его направления (длина a большой оси эллипса на рис. 4), разница по вертикали – вдоль направления, перпендикулярного ориентации зерна (длина b малой оси эллипса на рис. 4).

Для определения анизотропии зерна сравнивается его размер вдоль и поперек направления зерна. Степенью анизотропии считается среднее значение отноше-

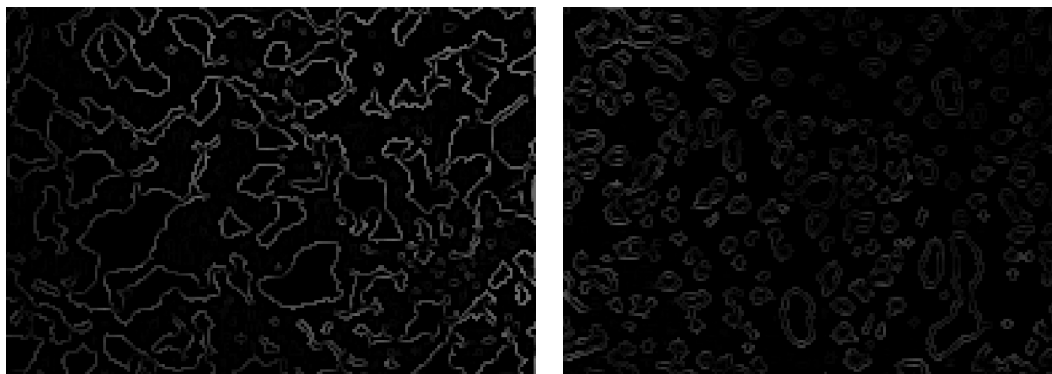


Рис. 3. Границы зерен после применения матрицы конволюций в виде лапласиана

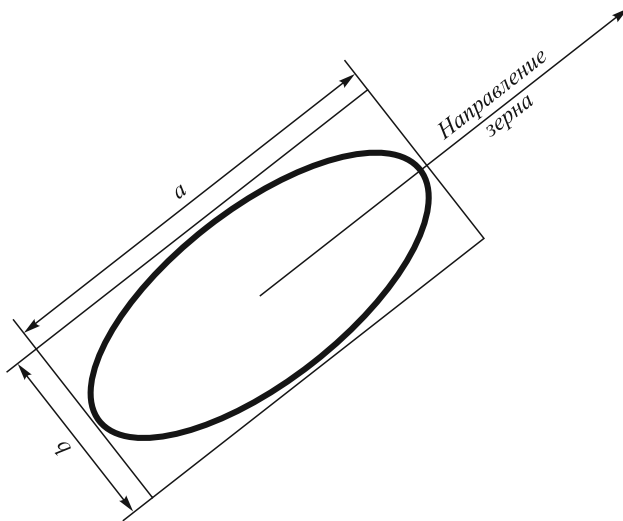


Рис. 4. Ограничивающий прямоугольник, используемый для определения размера и ориентации зерна

ния величины зерна вдоль его вертикали и горизонтали (b/a).

При анализе неметаллических включений (см. рис. 2, б), которые определяются по яркостным характеристикам (этапы определения и обработки границ зерен пропускаются), площадь зерен определяется волновым методом [7].

Следует отметить, что данная часть разрабатываемой автоматизированной системы не строит предположений о том, какой вид структуры анализируется, и набор численных характеристик определяется вручную. В дальнейшем набор идентифицируемых характеристик также будет определяться автоматически с использованием интеллектуальных технологий [1].

Результат этапа идентификации зерен приведен на рис. 5.

В качестве примера результата обработки численных параметров зерен на рис. 6 приведена гистограмма распределения средних размеров зерен на рассматриваемом шлифе среднеуглеродистой стали.

Размер зерна на этой гистограмме приведен в пикселях, который в итоговой реализации автоматически переводится в доли миллиметра.

Выводы. Разработан алгоритм идентификации параметров зерновых структур на фотографиях шлифов металлов, который позволяет определять все основные характеристики, необходимые при анализе шлифа металлов.

Приведены примеры обработки и анализа фотографий шлифов, подтверждающие возможность применения разработанного алгоритма для идентификации параметров сложных зерновых структур.

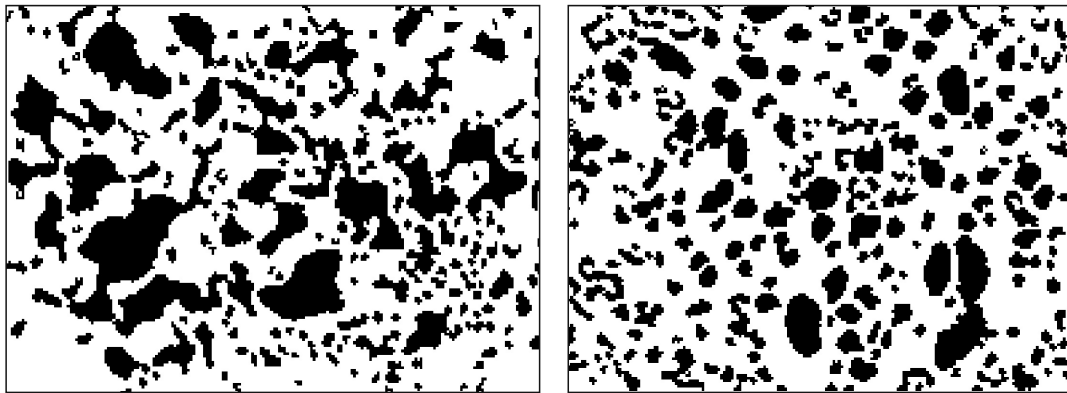


Рис. 5. Зерна, идентифицированные предложенным алгоритмом

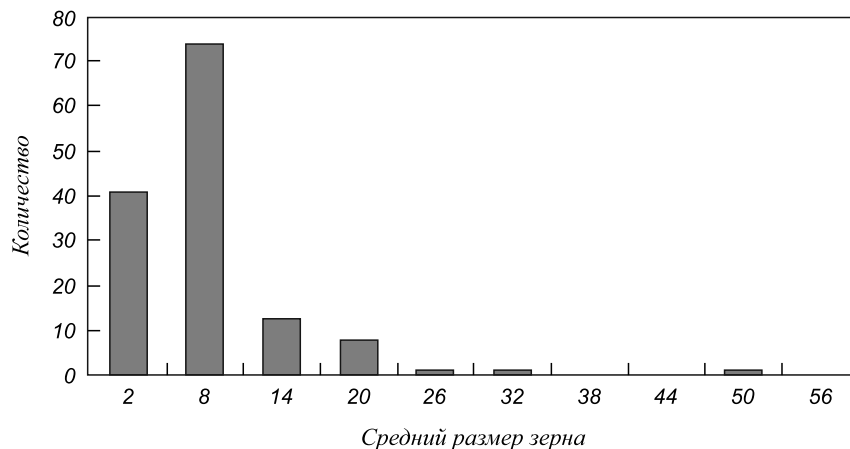


Рис. 6. Гистограмма распределения средних размеров зерен на шлифе среднеуглеродистой стали

На данном этапе набор характеристик задается вручную, но планируется интегрировать его в автоматизированную систему классификации структур, описанную в работе [1]. Также планируется развитие алгоритма для его возможного использования при контроле соответствия зерновой структуры в задачах управления технологическими процессами изготовления материалов с заданными свойствами на мезо- и микроуровнях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Шарыбин С.И., Ключев А.В., Столбов В.Ю. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 9. С. 49 – 53.

2. Мартюшев Н.В. // Современные проблемы науки и образования. 2012. № 5.
3. Геллер Ю.А., Рахштадт А.Г. Материаловедение. – М.: Металлургия, 1983. – 384 с.
4. Лаборатория металлографии / Е.В. Панченко, Ю.А. Скаков, Б.И. Кример и др. – М.: Металлургия, 1965.
5. Металлография железа. Т. 1, 2. (с атласом микрофотографий). – М.: Металлургия, 1972. – 440 с.
6. Shih Frank. Image processing and pattern recognition: fundamentals and techniques. IEEE Press, 2010. – 537 p.
7. Кормен Т., Лейзерсон Ч., Ривест Р., Штайн К. Алгоритмы: построение и анализ = Introduction to Algorithms. – М.: Вильямс, 2005. – 1296 с.

© 2013 г. С.И. Шарыбин., А.В. Ключев, В.Ю. Столбов
Поступила 22 декабря 2012 г.

УДК 669.14-154:669.0.94.3

Б.Н. О कोरोков

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

ПРИМЕНЕНИЕ РАСШИРЕННОГО ПРИНЦИПА ЛЕ-ШАТЕЛЬЕ–БРАУНА К ПРОЦЕССУ ОКИСЛЕНИЯ УГЛЕРОДА В КОНВЕРТЕРНОЙ ВАННЕ. ЧАСТЬ II

Аннотация. Наибольшее значение для практического управления конверторным процессом представляет частота колебания ΔV_C , обусловленная процессами взаимодействия между кислородным факелом, шлаковой и металлической фазами в реакционной зоне. Это подтвердили эксперименты по изучению переходных процессов по каналам $H_\phi \rightarrow \Delta V_C$, $V_{O_2} \rightarrow V_C$ и шлакообразующие V_C . Канал $V_{O_2} \rightarrow V_C$ четко реагирует на изменение расхода кислорода и скорость окисления углерода с динамическими характеристиками, обусловленными технологическими параметрами шлаковой фазы. Представлено теоретическое обоснование использования периодических воздействий по каналу «расход кислорода продувки – скорость окисления углерода». Предлагаемый метод управления продувкой позволяет полностью избавиться процесс от возникновения выбросов, улучшает процесс ассимиляции шлаковой фазой вредных примесей серы и фосфора, уменьшает потери металлической фазы, стабилизирует процесс продувки в целом. Результаты подтверждены промышленной эксплуатацией. Главной проблемой внедрения разработанного метода является обеспечение нормальной технической эксплуатации тракта отходящих газов (в первую очередь, системы регулирования объема отходящих газов).

EXPANDED LE-SHATELLIE-BROWN PRINCIPLE APPLICATION TO CARBON OXIDATION PROCESS IN LD BATH. PART II

Abstract. ΔV_C oscillation frequencies, caused by interaction processes between oxygen torch, slag and metallic phases in reaction zone, are of greatest importance for practical control over oxygen furnace process. This was proved in course of experiments to study the transient processes in $H_\phi \rightarrow \Delta V_C$, $V_{O_2} \rightarrow V_C$, and slag-forming V_C channels. $V_{O_2} \rightarrow V_C$ channel strictly reacts to oxygen consumption fluctuation and carbon oxidation velocity with dynamic characteristics, determined by technological parameters of the slag phase. The theoretical basis of use of periodic impacts in the channel “purging oxygen consumption – carbon oxidation velocity” channel is presented. Proposed purge management method allows to completely rid the process from emissions probability, improves the assimilation of sulfur and phosphorus contaminants in slag phase, decreases metallic phase losses, and stabilizes the purging process on the whole. The results are confirmed by industrial exploitation. The major issue of the designed method industrial application is to ensure normal technical operations of exhaust gases path (primarily, exhaust gases volume regulation system).

Сферой вмешательства в процесс через внешние воздействия были выбраны структуры средних частот колебания ΔV_C системы «шлак – металл – реакционная зона (PЗ)» ([1], рис. 9).

Анализ переходных процессов по каналам «расход кислорода – скорость окисления углерода», «положение фурмы – скорость окисления углерода» и «присадка извести – скорость окисления углерода» показал правильность выбранного диапазона гармонических

колебаний спектра и позволил сделать заключение о том, что вмешательство наиболее эффективно на этих частотах по каналу «расход кислорода – скорость окисления углерода» [2, 3].

Этот канал позволяет непосредственно влиять на устанавливающееся в конвертерной ванне стационарное неравновесное состояние. Это состояние, как и равновесное для закрытой системы является асимптотически устойчивым [4 – 6]. Поэтому к нему применим

принцип Ле-Шателье, аналогично как и к закрытой равновесной системе. Следовательно организованные извне возмущения должны в системе вызвать соответствующие противодействия [6]. Это очень хорошо иллюстрируется результатами полученной зависимости ступенчатого изменения расхода кислорода продувки на изменение скорости окисления углерода и изменение скорости накопления кислорода продувки шлаком (рис. 1).

Эти кривые практически симметричны и прекрасно подтверждают применимость к конвертерной ванне принципа Ле-Шателье.

При изменении расхода кислорода его избыток поступает в ванну, а при его недостатке компенсируется потоком кислорода из ванны (см. рис. 1). Параметры экспериментального переходного процесса по каналу «расход кислорода – скорость окисления углерода» соответствуют средне- и высокочастотной составляющей стохастического гармонического ряда переменной составляющей скорости окисления углерода [1].

Не вдаваясь на данном этапе работы в детали схемы окисления углерода в конвертерной ванне, можно вполне обоснованно утверждать, что в период активного окисления углерода этот процесс происходит непосредственно в зоне взаимодействия окислительных струй с ванной (РЗ) и при взаимодействии углерода с оксидами шлака (главным образом оксидами железа) на границе металл–шлак. Поэтому рассматривать переходный процесс по каналу «расход кислорода – скорость окисления углерода» следует как результат совместного взаимодействия этих двух процессов.

Переходный процесс осложнен тем, что параллельно с изменением скорости окисления углерода, а следовательно и изменением доли кислорода, расходуемого на его окисление, происходит обмен потоков кислорода с ванной (шлаком). При скачкообразном увеличении

расхода кислорода продувки его доля в потоке кислорода в ванну падает в течение определенного времени со 100 % практически до нуля (см. рис. 1). С уменьшением расхода кислорода ванна в первые моменты возмущения обеспечивает мало меняющуюся скорость окисления углерода кислородом на 100 %. Это положение компенсации разбаланса по кислороду сохраняется до тех пор, пока скорость окисления углерода не опустится до соответствия новому расходу кислорода продувки (см. рис. 1).

Само изучение переходных процессов осложнено тем, что система не находится в состоянии покоя при нанесении воздействий, а отсюда появление определенных искажений в реализуемых переходных процессах [7].

Поэтому к полученным результатам и выводам не следует предъявлять чрезмерные требования окончательности и детерминированности.

Полученные стохастические зависимости и оценки базируются на исходных массивах данных, имеющих в некоторых случаях большие методические погрешности при их идентификации в силу указанных выше причин.

Подробный анализ полученных переходных процессов (табл. 1) позволил прийти к следующим выводам. В 80 % случаев выполненных экспериментов канал управления «расход кислорода продувки – скорость окисления углерода» может быть аппроксимирован классическим колебательным звеном с передаточной функцией [8]:

$$W_{O_2 \rightarrow V_c}^{(P)} = \frac{K}{T^2 P^2 + 2T\xi(P+1)}, \quad (1)$$

где K – коэффициент усиления, $\frac{\text{моль } [C]}{\text{моль } \{O_2\}}$; T – постоянная времени колебательного звена, с; ξ – относительный коэффициент затухания, с переходным процессом при ступенчатом единичном изменении входной величины [8]:

$$h_{O_2 \rightarrow V_c}(\tau) = K \left[1 - \frac{e^{-\gamma\tau}}{\sin \alpha} \sin(\omega\tau + \alpha) \right] 1(t), \quad (2)$$

где в соответствии со схемой рис. 2*

$$\omega = \frac{2\pi}{T_1}; \quad \gamma = \frac{\omega}{\pi} \ln \frac{A_1}{A_2}; \quad \xi = \frac{\gamma}{\sqrt{\omega^2 + \gamma^2}}; \quad \sin \alpha = \xi.$$

Искомые параметры переходных процессов по средним значениям были получены следующими: коэффициент усиления $K \cong 2,0 \frac{\text{моль } [C]}{\text{моль } \{O_2\}}$; постоянная времени колебательного звена $T_1 \cong 25$ с; относительный коэффи-

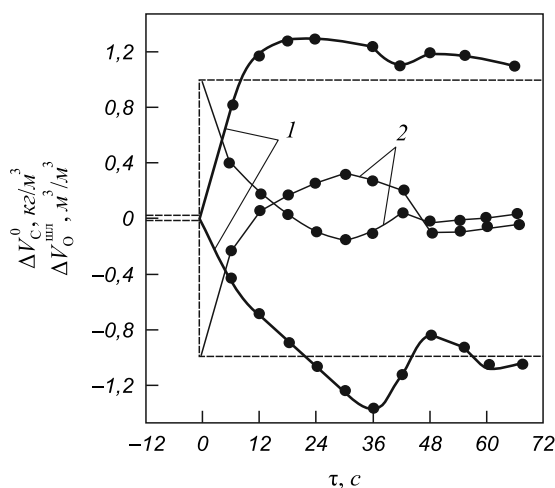


Рис. 1. Переходные процессы перераспределения кислорода на окисление углерода и в ванну при увеличении или снижении расхода кислорода:

1 – изменение скорости окисления углерода; 2 – изменение скорости накопления кислорода продувки ванны

* Изменение системы идентификации параметров колебательного звена (рис. 2) по сравнению с классической [8] обусловлено слишком большими значениями коэффициентов затухания (γ) и присутствием другой гармонической составляющей с периодом T_2 , практически не связанной с рассматриваемым переходным процессом.

Таблица 1

Параметры переходного процесса по каналу «расход кислорода – скорость окисления углерода»

Номер	A_1 , моль моль	A_2 , моль моль	T_1 , с	T_2 , с	ω_1 , рад с	ω_2 , рад с	γ	ξ	α^1 , °	T_1^{*2} , с	T_1+T_2 , с	$T_{ан}$, с	$T_{ан}^{*3}$, с
1	2,000	0,250	28,8	21,6	0,218	0,291	0,144	0,562	33,5	23,8	45,4	8	8
2	2,000	0,295	44,0	24,0	0,143	0,262	0,087	0,52	31,3	36,1	50,1	18,2	18,2
3	1,750	0,150	27,4	20,6	0,229	0,305	0,179	0,616	38,0	23,0	43,6	9,8	8,6
4	1,750	0,250	25,2	21,6	0,249	0,291	0,154	0,526	31,7	20,8	42,4	11,4	9,97
6	1,885	0,350	36,24	15,6	0,173	0,403	0,093	0,472	28,2	29,5	45,1	22,5	21,2
7	1,475	0,525	37,2	20,4	0,169	0,308	0,055	0,312	18,2	29,4	49,8	17,2	12,7
8	2,500	0,250	35,2	12,0	0,178	0,524	0,131	0,591	36,2	29,35	41,35	12,6	15,75
9	2,250	0,350	19,2	12,0	0,327	0,524	0,194	0,510	30,6	15,74	27,74	10,7	12,04
10	1,395	0,600	25,2	18,9	0,249	0,3324	0,067	0,259	15,0	19,7	38,6	18,5	12,9
11	1,600	0,250	28,8	13,2	0,218	0,476	0,129	0,509	30,6	23,6	36,8	10,5	8,4
12	1,410	0,700	21,2	15,9	0,296	0,395	0,066	0,256	14,8	16,6	32,5	8	5,64
14	1,600	0,250	37,6	13,3	0,167	0,472	0,099	0,508	30,5	30,8	44,1	27,4	21,92
15	1,400	0,600	27,6	13,5	0,228	0,465	0,061	0,260	16,3	21,6	35,1	6,7	4,69
16	2,110	0,120	28,8	10,2	0,218	0,616	0,199	0,674	42,4	24,5	36,7	16,5	17,4
17	1,925	0,350	44,0	22,8	0,143	0,275	0,077	0,477	28,5	35,8	48,6	26,6	25,6
19	1,875	0,395	22,24	8,7	0,282	0,722	0,140	0,444	26,4	18	26,7	18,5	17,34
22	1,845	0,275	21,6	17,34	0,291	0,362	0,176	0,517	31,12	17,7	35,04	7,3	6,73
23	2,300	0,150	20,8	11,7	0,302	0,537	0,262	0,656	41	17,6	29,3	9,6	11,04
24	1,725	0,260	25,18	16,02	0,249	0,392	0,150	0,516	31,06	20,7	36,72	12,8	11,04
25	1,945	0,150	31,2	33,0	0,201	0,190	0,164	0,632	39,2	26,26	59,3	18,5	18,0
26	1,710	0,500	56,0	29,0	0,112	0,153	0,044	0,364	21,4	38,6	67,7	6	5,13
27	1,700	0,750	20,0	16,2	0,314	0,388	0,082	0,252	14,6	15,6	31,8	11	9,35
28	1,445	0,150	26,0	24,0	0,242	0,262	0,174	0,585	35,8	21,6	45,6	12	8,7
29	1,925	0,135	21,4	10,4	0,294	0,604	0,248	0,646	40,2	18,1	28,6	8,7	8,37
30	2,000	0,100	28,0	19,8	0,224	0,317	0,214	0,684	43,1	23,8	43,6	9,4	9,4
31	1,950	0,050	34,4	16,32	0,183	0,385	0,213	0,759	49,4	29,9	46,22	12	11,7
32	1,800	0,010	43,2	11,4	0,145	0,551	0,161	0,743	48	37,4	48,8	13,3	12,0
36	1,925	0,100	42,5	20,1	0,148	0,312	0,139	0,6855	43,3	36,2	56,3	15,5	14,9
37	2,475	0,245	36,0	25,5	0,174	0,246	0,128	0,5928	36,3	30,0	55,5	10,4	12,9
Среднее значение	1,850	0,295	30,9	16,8	0,203	0,374	0,151	0,52	31,2	25,2	42	13,42	12,4

$$\alpha^1 = \arcsin \xi; T_1^{*2} = T_1 \frac{3}{4} \cdot \frac{360}{360 - \alpha}; T_{ан}^{*3} = T_{ан} \frac{A_1}{2}$$

коэффициент затухания $\xi \cong 0,52$, коэффициент затухания экспоненты (см. рис. 2) $\gamma \cong 0,151$ (см. табл. 1).

Постоянная времени колебательного звена T_1 , определенная по схеме рис. 2, была скорректирована по найденному сдвигу по фазе α (табл. 1). Это привело в отдельных случаях к существенной коррекции значения T_1 . Так как дальнейшая коррекция с изменением T_1 значений ξ и α составила менее 5 %, то их значения не корректировались. В табл. 1 представлены результаты выполненных расчетов. Скорректированное значение T_1 обозначено тем же символом, но со звездой (T_1^*).

На рис. 3 приведен пример аппроксимации (кривая 3) переходного колебательного процесса изменения скорости окисления углерода $[h_{O_2} \rightarrow r_C(\tau)]$ уравнением (2). Подобная аппроксимация имевшихся в распоряжении экспериментальных реализаций показала, что вполне удовлетворительно это удастся сделать только включая первый максимум на кривой переходного процесса. Последующие изменения V_C всегда являются колебаниями незатухающими небольшой мощности с периодом T_2 . Они присутствуют на всех реализациях и не связаны непосредственно с

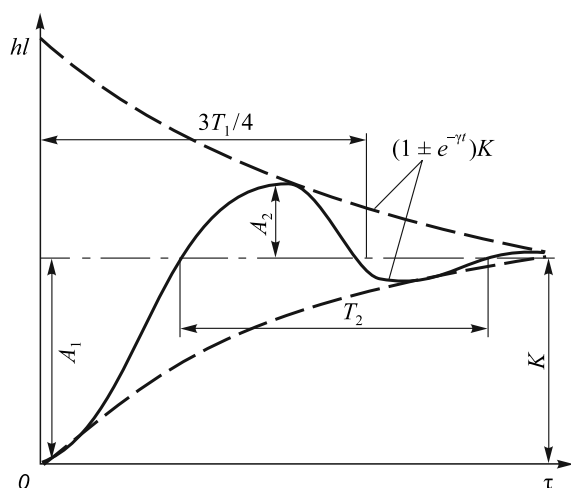


Рис. 2. Временная характеристика переходного процесса колебательного звена

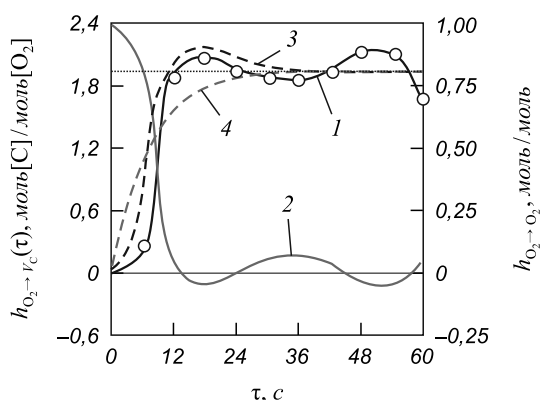


Рис. 3. Переходный процесс по каналу «расход кислорода – скорость окисления углерода»:

- 1 – по изменению скорости окисления углерода $h_{O_2 \rightarrow V_C}(\tau)$;
- 2 – по изменению потока кислорода в ванну $h_{O_2 \rightarrow O_2}(\tau)$;
- 3 – аппроксимация колебательным звенем при $K = 1,945$;
 $\gamma = 0,164$; $\omega = 11$ град/с; $\alpha = 39,2^\circ$;
- 4 – аппроксимация аperiодическим звенем при $T = 18,5$ с, $K = 1,945$

переходным процессом от внесенного возмущения по каналу управления.

Гистограммы вероятностей распределения по времени периода (T_1) переходного процесса колебательного звена $W_{O_2 \rightarrow V_C}(P)$ и T_2 (рис. 4) показали, что они образуют практически непрерывный гармонический ансамбль колебаний с периодами от 8 до 45 с. При этом обе группы перекрываются и переходят друг в друга практически непрерывно. Амплитуда изменений скорости окисления углерода по переходному процессу соответствует амплитуде вынужденных колебаний расхода кислорода. Амплитуда мощности изменения скорости окисления углерода с периодом T_2 составляет 16 % общего изменения скорости окисления.

Установленные экспериментально значения показателя экспоненты затухания колебательного процесса γ (см. табл. 1) позволили оценить время достижения заданного установившегося значения с погрешностью менее 5 %. Это время при $\gamma = 0,151$ (см. табл. 1) в сред-

нем равно 20,1 с. Оно составляет четверть периода изменения скорости окисления углерода, если рассматривать полный цикл колебания переменной на этой гармонической составляющей, т. е. 80 с. Колебания V_C с таким периодом должны, в соответствии с уравнением ([1], уравнение 6), иметь мощность около 70 ÷ 80 дБ. Колебания V_C с периодом T_2 (10 – 20 с) должны иметь мощность соответственно около 50 ÷ 60 дБ ([1], рис. 8). Разница составляет 20 дБ. Фактическая разница средних мощностей этих компонентов ΔV_C по экспериментальным данным переходных процессов ($A_1 = 1,85$, $A_2 = 0,295$, см. табл. 1) составляет 16 дБ. Результаты с погрешностью менее остаточного среднеквадратического отклонения (9,8 дБ) уравнения ([1], уравнение 8), вполне соответствуют полученным ранее по закону распределения мощности колебаний переменной скорости окисления углерода в спектре их стохастической структуры.

Таким образом результаты анализа переходного процесса подтверждают выводы, сделанные на базе чисто стохастического анализа колебаний переменной составляющей скорости окисления углерода как случайного стационарного, эргодического процесса и позволяют говорить о высказанных идеях стохастических структур гармонического ряда колебаний переменной составляющей V_C не как о гипотезе, а как о законах формирования этой составляющей, отражающих реальность изучаемых явлений.

Естественным шагом дальнейших исследований было желание определить взаимосвязи параметров переходного процесса с технологическими факторами. С этой целью использовали величину, примерно пропорциональную массе шлака ($G_{\text{шл}}^*$) к моменту внесения периодических воздействий на процесс изменением расхода кислорода.

Расчет $G_{\text{шл}}^*$ производили по уравнению

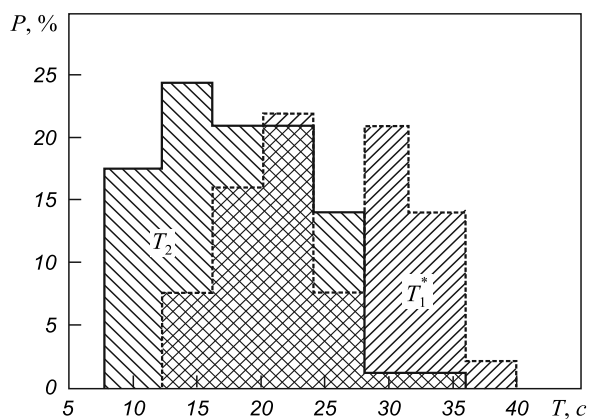


Рис. 4. Гистограмма распределения периодов колебаний скорости окисления углерода при периодическом изменении расхода кислорода:

T_2 – период частоты малой амплитуды, длительность которого слабо связана с характеристиками шлака; T_1^* – постоянная времени колебательного звена по каналу управления «расход кислорода – скорость окисления углерода»

$$G_{\text{шл}}^* = \frac{M_{\text{O}_2}}{V_{\text{мол}}} 10^{-3} \left(\sum V_{\text{O}_2} - \frac{V_{\text{мол}}}{M_{\text{C}} K} \sum V_{\text{C}} \right) + K_{\text{из}} G_{\text{изв}}^*, \quad (3)$$

где M_{O_2} , M_{C} – молекулярные массы кислорода и углерода, кг/моль; $V_{\text{мол}} = 24,48 \text{ м}^3/\text{кмоль}$ – молярный объем идеального газа при нормальных условиях; $K_{\text{из}}$ – коэффициент усвоения извести, 0,85; $G_{\text{изв}}$ – масса отданной в конвертер извести, т; $K = 1,85 \text{ моль/моль}$ – коэффициент усиления по каналу кислород – скорость окисления углерода.

В качестве аргумента функций T_2 и $(T_2 + T_1)$ использовались и оценки, в какой-то степени связанные с вязкостными свойствами шлаковой фазы, выражаемыми либо количеством кислорода продувки, накопленного в шлаке ($G_{\text{шл}}^{\{\text{O}_2\}}$), либо комплексом $\left(G_{\text{шл}}^{\{\text{O}_2\}} \frac{G_{\text{шл}}^*}{G_{\text{изв}}^*} \right)$. Резуль-

таты исследований сведены в табл. 2. Они позволили установить влияние на величину постоянной времени колебательного звена (T_1^*) массы шлака и его удельной массы, приходящейся на 1 м^3 кислорода, подаваемого на продувку (см. табл. 2, уравнения 2, 14; рис. 5, 6). В определенной степени отслеживается зависимость длительности периода T_2 от массы шлака (см. табл. 2, уравнения 4, 16; рис. 7). Наблюдается незначительное влияние на величину T_2 минутного расхода кислорода (см. табл. 2, уравнения 4, 7, 16).

Представленные зависимости в своей совокупности позволяют сделать вывод о том, что колебания V_{C} с периодом T_2 вероятно относятся по своей природе к процессам, происходящим в структурах «реакционной зоны». Так анализ зависимостей 4, 5 в табл. 2 и рис. 7 свидетельствуют о том, что при стремлении фактора,

Таблица 2

Связь параметров переходного процесса по каналу «расход кислорода – скорость окисления углерода» с технологическими факторами

Номер	Уравнение	Коэффициент множественной регрессии	Коэффициент парной корреляции			Доля влияния на S_y		$S_{\text{ост}}$	S_y
			$Y \rightarrow X_1$	$Y \rightarrow X_2$	$X_1 \rightarrow X_2$	X_1	X_2		
1	$T_1 = 0,895 + 1,204 G_{\text{шл}}^*$	0,52	0,52	—	—	27,1	—	6,73	7,75
2	$T_1^* = -2,82 + 1,17 G_{\text{шл}}^*$	0,67	0,67	—	—	44,7	—	5,33	7,05
3	$\lg T_1^* = -0,0645 + 1,05 \lg G_{\text{шл}}^*$	0,64	0,64	—	—	41,2	—	0,094	0,12
4	$T_2 = 7,73 + 0,393 G_{\text{шл}}^*$	0,30	0,30	—	—	8,93	—	5,13	5,27
5	$(T_1^* + T_2) = 5,54 + 1,5 G_{\text{шл}}^*$	0,62	0,62	—	—	38,71	—	7,70	9,65
6	$T_1^* = 11,31 + 1,24 G_{\text{шл}}^* - 0,0135 V_{\text{O}_2}$	0,675	0,67	-0,27	-0,27	42,9	2,70	5,40	7,05
7	$T_2 = 27,16 + 0,33 G_{\text{шл}}^* - 0,019 V_{\text{O}_2}$	0,35	0,30	-0,25	-0,26	7,48	4,62	5,14	5,27
8	$\xi = 0,74 - 0,067 G_{\text{шл}}^{\{\text{O}_2\}}$	0,37	0,37	—	—	—	—	0,144	0,152
9	$\xi = 0,724 - 0,053 G_{\text{шл}}^{\{\text{O}_2\}}$	0,39	0,39	—	—	—	—	0,143	0,152
10	$T_{\text{ан}} = -12,8 + 1,2 G_{\text{шл}}^*$	0,68	0,68	—	—	45,9	—	4,41	5,91
11	$\lg T_{\text{ан}} = -1,357 + 1,794 G_{\text{шл}}^*$	0,66	0,66	—	—	43,8	—	0,135	0,178
12	$T_{\text{ан}}^* = -10,16 + 0,954 G_{\text{шл}}^*$	0,63	0,63	—	—	39,4	—	4,05	5,09
13	$\lg T_{\text{ан}}^* = -1,44 + 1,83 \lg G_{\text{шл}}^*$	0,61	0,61	—	—	37,4	—	0,152	0,188
14	$T_1^* = 0,03 + 1,006 \frac{G_{\text{шл}}^*}{V_{\text{O}_2}}$	0,672	0,672	—	—	45,2	—	5,31	7,05
15	$\lg T_1^* = 0,083 + 0,396 \lg \frac{G_{\text{шл}}^*}{V_{\text{O}_2}}$	0,64	0,64	—	—	41,5	—	0,094	0,121
16	$T_2 = 6,87 + 0,409 \frac{G_{\text{шл}}^*}{V_{\text{O}_2}}$	0,356	0,356	—	—	12,65	—	5,02	5,27
17	$T_{\text{ан}} = 5,09 + 0,334 \frac{G_{\text{шл}}^*}{V_{\text{O}_2}}$	0,28	0,28	—	—	7,8	—	5,51	5,63
18	$\lg T_{\text{ан}} = 0,437 + 0,471 \lg \frac{G_{\text{шл}}^*}{V_{\text{O}_2}}$	0,226	0,226	—	—	5,1	—	0,172	0,173
19	$T_{\text{ан}} = 5,60 + 0,31 T_1^*$	0,40	0,40	—	—	15,2	—	5,26	5,61

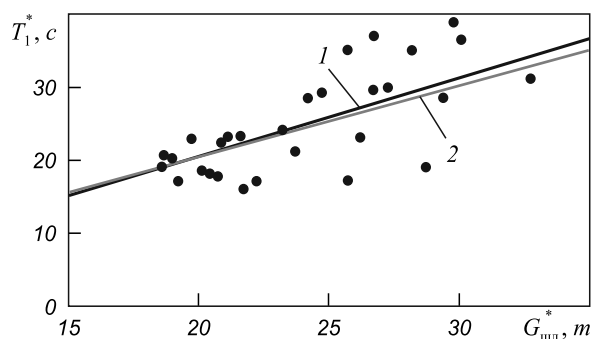


Рис. 5. Зависимость постоянной времени (T_1^*) колебательного звена передаточной функции $W_{O_2 \rightarrow V_C}(P)$ от величины, характеризующей массу шлака ($G_{\text{шл}}^*$):

$$1 - T_1^* = -2,82 + 1,17 G_{\text{шл}}^*; \quad 2 - \lg T_1^* = -0,0645 + 1,0561 \lg G_{\text{шл}}^*$$

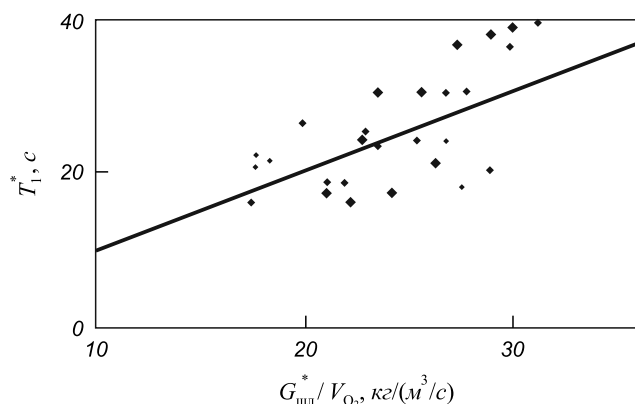


Рис. 6. Зависимость постоянной времени (T_1^*) колебательного звена передаточной функции $W_{O_2 \rightarrow V_C}(P)$ от величины, характеризующей массу шлака, приходящуюся на 1 м³ кислорода, подаваемого на продувку

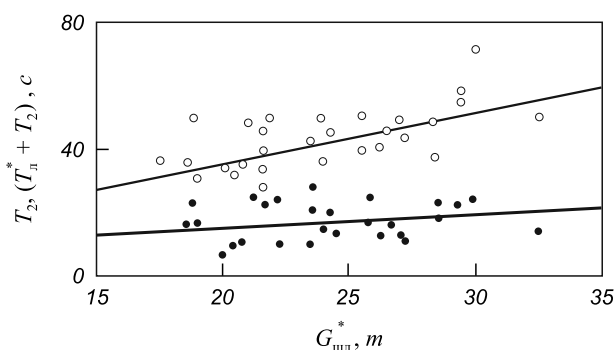


Рис. 7. Зависимость T_2 и $(T_1^* + T_2)$ от величины, характеризующей массу шлака:

- — экспериментальные значения периода T_2 ;
- — экспериментальные значения $(T_1^* + T_2)$

характеризующего массу шлака ($G_{\text{шл}}^*$) к нулю, значения функций стремятся к одному и тому же пределу от 5 до 8 с. В одном случае — это сам период T_2 (см. табл. 2, уравнение 4), в другом — это сумма периодов $(T_1^* + T_2)$ (см. табл. 2, уравнение 5).

Величина постоянной времени колебательного звена должна стремиться к нулю при $G_{\text{шл}}^* \rightarrow 0$, так как это гармоническая составляющая отражает процессы,

происходящие при взаимодействии шлаковой фазы с металлической ванной. Поэтому наличие предела у функции $(T_1^* + T_2)$ при $G_{\text{шл}}^* \rightarrow 0$ может объясняться только существованием предела у T_2 в этих условиях. Эти выводы подтверждаются уравнениями зависимости T_1^* от удельной массы шлака на 1 м³ подаваемого в ванну кислорода (см. табл. 2, уравнение 14) и характером зависимости T_2 от того же фактора (см. табл. 2, уравнение 16). В первом случае $T_1^* \rightarrow 0$ при $\frac{G_{\text{шл}}^*}{V_{O_2}} \rightarrow 0$,

а во втором $T_2 \rightarrow 6,87$ с при $\frac{G_{\text{шл}}^*}{V_{O_2}} \rightarrow 0$. В табл. 3 при-

ведены значения периода колебаний ΔV_C при $G_{\text{шл}}^* \rightarrow 0$ для всех случаев, анализировавшихся в рамках данной работы и относящихся к периоду T_2 . По этим данным можно утверждать, что период колебаний, соответствующий РЗ, лежит в пределах $6,2 \pm 1,1$ с вероятностью 68 %.

Полученная величина вполне согласуется с данными работ [9, 10].

Таким образом можно утверждать, что при ступенчатом изменении расхода кислорода основное изменение скорости окисления углерода может быть аппроксимировано колебательным звеном с постоянной времени, значение которой определяется на 45 % (см. табл. 2) изменением удельной массы шлака на 1 м³ кислорода, подаваемого на продувку (см. табл. 2, уравнение 14). При этом всегда присутствует периодическая составляющая, примерно на 20 дБ меньшая по мощности, обусловленная колебательными явлениями в РЗ.

Вторым параметром колебательного звена является относительный коэффициент затухания ξ . Обработка и анализ экспериментальных данных показали, что ξ является функцией факторов имеющих непосредственное отношение к вязкости шлаковой фазы (см. табл. 2, уравнения 8, 9; рис. 8, 9). Более детальные исследования выполнить оказалось невозможно из-за отсутствия соответствующих экспериментальных данных.

Учитывая полученные большие значения относительного коэффициента затухания, а в связи с этим и быстрое затухание колебательного процесса, была проверена возможность аппроксимации изучаемого переходного процесса обычным аperiodическим звеном (см. рис. 3). Были аппроксимированы все 40 реализаций, полученных экспериментально. В связи с переменным значением коэффициента усиления K посто-

Таблица 3

Значения длительности периода колебаний переменной составляющей V_C , с при $G_{\text{шл}}^* \rightarrow 0$ (по данным табл. 2)

Уравнение					Среднее значение	$S_{\text{ост}}$
4	5	16	17	19		
7,73	5,54	6,87	5,09	5,6	6,2	1,1

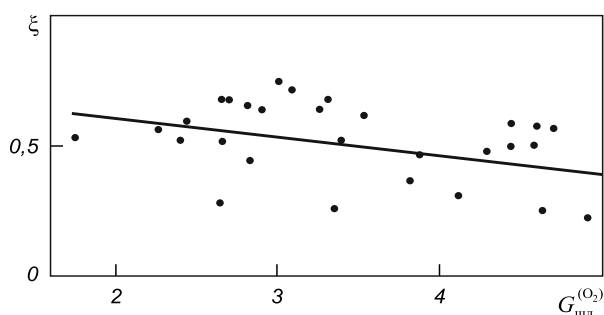


Рис. 8. Зависимость относительного коэффициента затухания от количества кислорода, накопленного в шлаке

янная времени определялась по скорости приращения в момент начала изменения V_C при предположении постоянного коэффициента усиления ($K = 2$). Полученные значения постоянной времени обозначены как $T_{ан}$ (см. табл. 2). Отдельно были рассчитаны постоянные времени ($T_{ан}^*$) при фактических значениях коэффициентов усиления, принятых равными амплитуде A_1 (см. табл. 2).

Результаты анализа показали, что попытка более корректной оценки постоянной времени аппроксимирующего апериодического процесса ($T_{ан}^*$) ухудшает ее связи с технологическими факторами процесса продувки (см. табл. 2, уравнения 10, 12). Более благополучно дело обстоит с величиной $T_{ан}$, фактически являющейся обратной величиной ускорения скорости окисления углерода в данный момент начала ее изменения (см. табл. 2, уравнение 10). Явное ухудшение связи $T_{ан}$ с величиной удельной массы шлака на 1 м^3 кислорода продувки (см. табл. 2, уравнение 17) по сравнению с влиянием всей массы шлака (см. табл. 2, уравнение 10) лишний раз подчеркивает, что $T_{ан}$ следует трактовать как обратную величину ускорения скорости окисления углерода при изменении расхода кислорода на продувку. Последнее должно определяться способностями шлака ассимилировать или восстанавливать нарушенный динамический баланс распределения кислородных потоков между фазами. Разумеется, способность к ассимиляции или восстановлению потоков будет в первую очередь зависеть от емкости фазы, т. е. от ее массы. О том, что найденная $T_{ан}$ не адекватна T_1^* , говорят результаты исследования их стохастической взаимосвязи с технологическими характеристиками (см. табл. 2, уравнение 19; рис. 10).

Выше было показано особое влияние изменения интенсивности подачи кислорода на процесс окисления углерода, связанное с возможностью существенного изменения перераспределения потоков окислителя между шлаковой и металлической фазами, что послужило основанием к разработке одного из способов ведения конвертерной плавки. Перераспределение в системе шлак-металл может быть вполне удовлетворительно описано колебательным звеном по каналу расход кислорода продувки – скорость окисления углерода. Такой

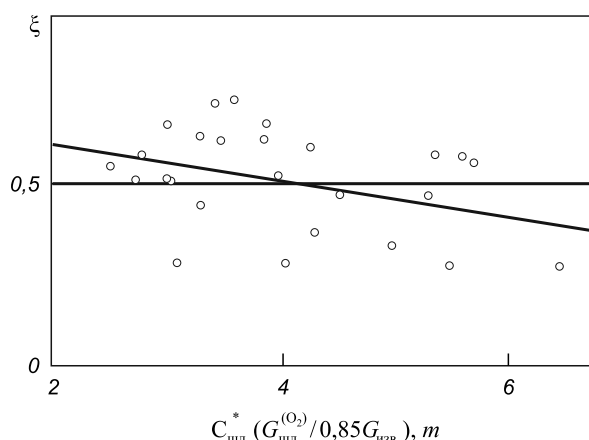


Рис. 9. Зависимость относительного коэффициента затухания

от фактора $C_{шл}^* \frac{G_{шл}^{(O_2)}}{0,85 G_{изв}}$.

вывод позволил рассмотреть это явление как колебательную систему при наличии трения в случае воздействия на нее вынужденных колебаний. Если частоту (ω_1) вынужденного воздействия (расхода кислорода продувки) организовать таким образом, чтобы каждая четверть ее периода соответствовала бы длительности переходного процесса ($t_{пер}$) изученного колебательного звена, то должен получиться процесс чисто колебательный [11]:

$$V_C = K \bar{V}_{O_2} + b \sin(\omega_1 t + \delta) + a e^{-\gamma t} \sin(\omega t + \delta). \quad (4)$$

Поскольку третий член уравнения при $t \geq t_{пер}$ будет вносить погрешности в оценках V_C менее 5 %, то уравнение (4) при вынужденных колебаниях $V_{O_2} = V_{O_2} + A \sin(\omega_1 t + \delta)$ можно представить как незатухающий детерминированный процесс [9]:

$$V_C = K \bar{V}_{O_2} + \frac{KK_1 V_{O_2} \omega_0^2}{\sqrt{(\omega_{0_{V_C}}^2 - \omega_1^2) + 4\xi^2 \omega_0^2 \omega_1^2}} \sin(\omega_1 t + \delta), \quad (5)$$

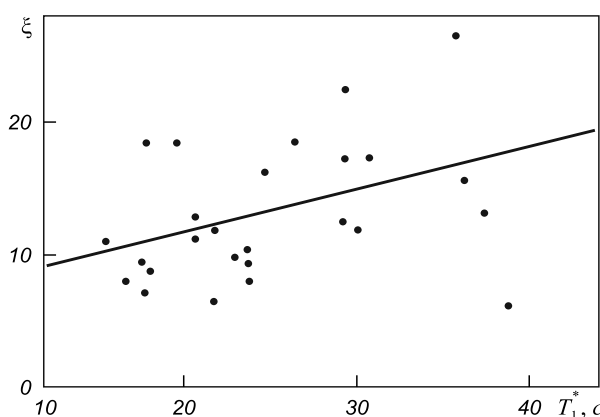


Рис. 10. Корреляционное поле стохастической связи постоянной времени колебательного звена с постоянной времени апериодического звена, аппроксимирующих переходный процесс по каналу «расход кислорода – скорость окисления углерода»

где $K_1 V_{O_2} = A$ – амплитуда колебаний расхода кислорода, $K_1 \sim 0,2$; ω_{0V_C} – резонансная частота процесса колебания скорости окисления углерода.

Сдвиг по фазе δ может быть найден из соотношения:

$$\delta = \arctg \frac{\xi \omega_{0V_C}}{2\pi \sqrt{\omega_{0V_C}^2 - \omega_1^2}}. \quad (6)$$

Исходя из сказанного выше, период колебаний такой системы будет связан со временем переходного процесса соотношением:

$$T = 4t_{\text{пер}}. \quad (7)$$

В свою очередь из схемы распределения параметров колебательного звена (см. рис. 2) следует, что

$$t_{\text{пер}} = 1,498 \left(\ln \frac{A_1}{A_2} \right)^{-1} T_1^*. \quad (8)$$

Множитель 1,498 представляет собой взятую с обратным знаком константу ($\ln \Delta/2$), где Δ – принятая допустимая относительная погрешность в долях изменяющейся функции по отношению к установившемуся предельному (при $t \rightarrow \infty$) ее значению.

Для рассматриваемого конкретного случая коэффициент пропорциональности по средним значениям A_1 и A_2 (см. табл. 1) составляет 0,816. Следовательно в среднем время переходного процесса фактически оказывается меньше постоянной времени этого колебательного звена на 18,4 %. Это лишний раз под-

тверждает правомочность сделанных допущений в отношении третьего слагаемого уравнения (4) и корректность уравнения (5). Основываясь на известном соотношении

$$\omega_0 = \frac{2\pi}{T} \sqrt{1 - 2\xi^2}, \quad (9)$$

где ω_0 – резонансная частота колебательной системы и с учетом уравнения (7) получим

$$\omega_{0V_C} = \frac{2\pi}{4t_{\text{пер}}} \sqrt{1 - 2\xi^2}. \quad (10)$$

Уравнения (5), (7) и (10) позволяют оценить величину амплитуды в данном конкретном случае по средним значениям параметров колебательного процесса при $\omega_0 V_C \approx \omega_1 \approx 0,055$. Результаты этой оценки показывают, что с определенной степенью приближения, вполне пригодной для практических целей, можно уравнение (5) упростить и представить в виде:

$$V_C = K \bar{V}_{O_2} + \frac{KK_1 \bar{V}_{O_2}}{2\xi} \sin(\omega_1 t + \delta). \quad (11)$$

Сдвиг по фазе δ в предельном случае может составить значение $\pi/2$ при совпадении резонансной частоты с вынужденными колебаниями.

В табл. 4 представлены результаты опытных плавов, на которых были организованы такие вынужденные воздействия по расходу кислорода. Их можно сравнить с аналогичными результатами организации периодического изменения положения фурмы.

Таблица 4

Результаты опытных плавов с организацией циклического изменения расхода кислорода или положения фурмы в период активного окисления углерода

Номер плавки	$T_{\Delta V_{O_2}}$, мин	$A_{\Delta V_{O_2}}$, м ³ /мин	$A_{\Delta H_{\Phi}}$, мм	$T_{\Delta H_{\Phi}}$, мин	$A_{\Delta V_C}$, м ³ /мин	K , моль/моль	$T_{\Delta V_C}$, мин	Примечание
5206	3,0	120,5	–	–	139,2	1,15	3,07	–
5207	2,12	87,3	–	–	110,6	1,27	1,27	–
5208	2,05	110,4	–	–	163,4	1,48	1,48	–
5209	1,38	80,5	–	–	174,8	2,17	4,76 1,05	На плавках происходило биение колебаний, сопровождавшееся резким возрастанием V_C и выбросами
5210	1,2	125,4	–	–	148,9	1,187	2,33 1,22	То же
5211	1,15	122,4	–	–	152,3	1,244	1,19 0,86	Биевания колебаний фиксировались, но выбросов не наблюдалось
5249	–	–	91	3	84,2	–	–	Коэффициент затухания экспоненты уравнения $\Delta V_C = Ae^{-\alpha t}$; $\alpha \approx 0,9$ (1/мин)
5250	–	–	88	2	89,2	–	–	Коэффициент затухания экспоненты уравнения $\Delta V_C = Ae^{-\alpha t}$; $\alpha \approx 0,87$ (1/мин)
5251	–	–	98	1,5	109,6	–	–	Коэффициент затухания экспоненты уравнения $\Delta V_C = Ae^{-\alpha t}$; $\alpha \approx 0,86$ (1/мин)

В этой серии были проведены плавки с циклическим изменением положения фурмы. Результаты этих последних экспериментов подтвердили ранее полученные результаты по переходному процессу канала «положение фурмы – скорость окисления углерода». Автокорреляционная функция V_C при изменении положения фурмы носит затухающий характер, аппроксимируется уравнением вида Ae^{-at} и не имеет периодических составляющих. Это полностью подтверждает сделанные ранее выводы о саморегулируемости процесса при возмущениях по каналу «положение фурмы – скорость окисления углерода».

Идея организации вынужденных колебаний скорости окисления углерода определенным законом изменения части расхода кислорода так же нашла свое полное подтверждение. Резонансная частота (уравнение 10) для изучавшихся условий работы агрегатов большой вместимости должна иметь период, близкий к 1,5 – 2 мин. Эти расчеты были подтверждены опытными плавками с циклическим изменением расхода кислорода с периодами от 1 до 3 мин. Оказалось, что формирующиеся циклы изменения скорости окисления углерода полностью соответствуют периодам вынужденного изменения расхода кислорода (см. табл. 4). При этом на плавках с периодом изменения расхода кислорода, близким к резонансному, была получена максимальная амплитуда колебаний V_C с коэффициентом усиления ≈ 2 . На плавках № 5209 и 5210 наблюдались максимальные пиковые (биение) изменения скорости окисления углерода и зарегистрированы выбросы в моменты увеличения расхода кислорода.

Поэтому в дальнейшем были проведены опытные плавки, на которых период изменений расхода кислорода не превышал 60 с и амплитуда колебаний V_{O_2} была уменьшена до 10 – 15 % среднего его расхода. Результаты сведены в табл. 5.

При проведении этой серии плавов в начальный период продувки (первые 6 мин.) расход кислорода выдерживался на обычном уровне (900 – 1000 м³/мин). С шестой минуты до начала снижения скорости окисления углерода на завершающей стадии процесса расход кислорода периодически изменялся. Известь для уменьшения выноса пыли и выбивания факела присаживалась в моменты снижения расхода кислорода порциями по 2 т, не более. Колебания скорости окисления углерода носили практически детерминированный характер (рис. 11). Их частота совпадала с частотой изменения расхода кислорода и оставалась постоянной как от плавки к плавке, так и по ходу ее продувки. Таким образом спектральный состав переменной составляющей стабилизировался. В области исследовавшихся частот он фактически стал монохромным, соответствующим частоте вынужденных колебаний расхода кислорода продувки. Это хорошо подтверждается приведенным примером (рис. 11), данными табл. 5 и окончательно подтверждается

Таблица 5

Результаты опытных плавов с циклическим изменением расхода кислорода в период интенсивного окисления углерода на конвертерах большой вместимости, $T = 60$ с

Номер	$\bar{V}_C$, кг/мин	$A_{\Delta V_C}$, кг/мин	$T_{\Delta V_C}$, с	Число гармонических составляющих
1	888	91,3	60,0	1
2	927	51,9	76,2	1
3	730	85,1	70,2	1
4	935	43,0	56,4	1
5	892	60,5	60,6	1
6	1010	71,2	67,2	1
7	850	99,0	63,6 32,4	2
8	966	61,7	68,4 33,6	2
9	895	74,3	66,0	1
10	878	79,8	69,6	1
11	990	82,1	55,2	1
12	1000	58,7	55,2 27,6	2
13	865	65,9	61,8	1
14	869	58,5	60,0	1
15	940	40,8	100,2	1
16	892	68,3	60,0	1

сравнением автокорреляционных функций переменных составляющих скорости окисления углерода и расхода кислорода, полученных на плавках опытной серии (рис. 12). Результаты технологического анализа выполненной серии плавов по сравнению с плавками, проведенными по общепринятой технологии показали, что одновременно с уменьшением амплитуды ко-

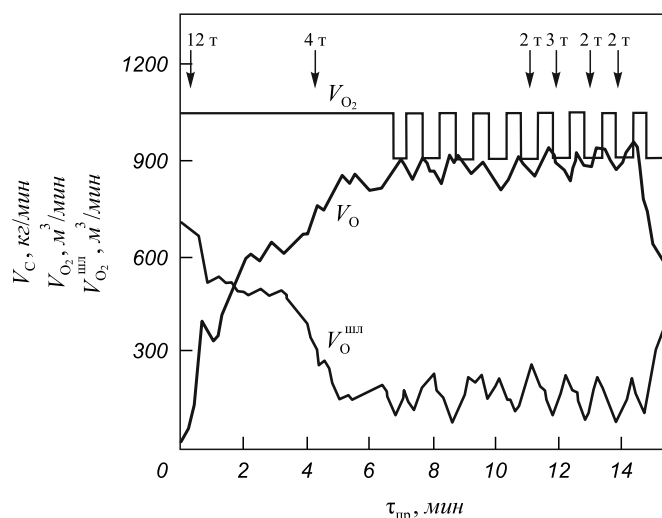


Рис. 11. Изменение скорости окисления углерода (V_C) и скорости накопления кислорода в ванне ($V_{O_2}^{пл}$) при периодическом изменении расхода кислорода (V_{O_2}), $T = 60$ с

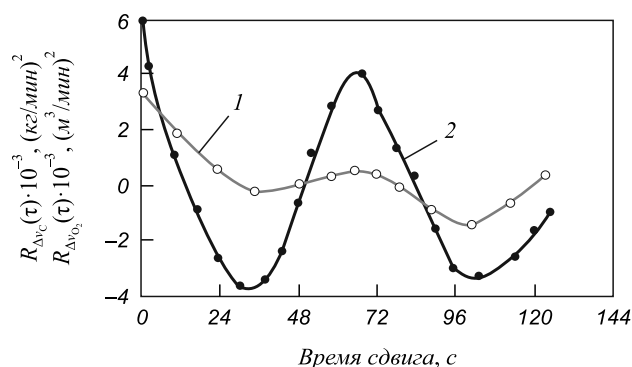


Рис. 12. Автокорреляционные функции переменных, составляющих скорости окисления углерода $R_{\Delta V_C}^{(\tau)}$ и расхода кислорода $R_{\Delta V_{O_2}}^{(\tau)}$ при организации циклического изменения расхода кислорода:
1 – $R_{\Delta V_C}^{(\tau)}$; 2 – $R_{\Delta V_{O_2}}^{(\tau)}$

лебаний V_C достигалось общее снижение дисперсии переменной составляющей скорости окисления углерода. Визуальные наблюдения за ходом плавки и их контроль по регистрируемому акустическому сигналу позволили убедиться в том, что на опытной серии стабилизировалось состояние ванны, режим состояния шлака (отсутствие чрезмерного вспенивания и периодов его гетерогенизации). Это в первую очередь сказалось на сокращении вероятности возникновения выбросов, более полном удалении в шлак серы и фосфора, снижении расхода огнеупоров и улучшении ассимиляции извести.

Разработанные технологии были в свое время испытаны и внедрены на конвертерах с газоходами с полным дожиганием и на конвертерах без дожигания.

Эксплуатация показала, что достигается существенная стабилизация окисленности шлака, возрастает соответственно выход жидкого полупродукта на 0,3 – 0,5 %. Улучшается удаление серы и фосфора в шлак, стабилизируется содержания марганца в металле по окончании продувки, полностью исключаются выбросы, снижается удельный расход кислорода (~ на 1 м²/т).

Основная трудность, которая в условиях России оказывается непреодолимой, это требование нормальной работы системы регулирования избыточного давления под подвижной заслонкой газохода над горловиной конвертеров, работающих без дожигания.

Главной причиной ухудшения работы системы отвода газов является ее забивание пылевыми выбросами из агрегата, главным образом пылевидной известью. Коэффициент использования извести находится на уровне 85 % подаваемого веса на плавку.

Полученные теоретические и практические результаты позволяют утверждать о практическом наличии в системе шлак–металл стационарного неравновесного

состояния и применение к этим системам расширенного принципа Ле-Шателье, о котором писал еще в начале прошлого века российский ученый-металлург В.Е. Грум-Гржимайло [12].

В конвертерной ванне в период активного окисления углерода окислительно-восстановительные процессы протекают практически при установлении стационарного неравновесного состояния (СНС). Это состояние обладает асимптотической устойчивостью. В открытой системе конвертерного процесса СНС является аттрактором, как равновесие для закрытой, в классической термодинамике закрытых систем.

В данном случае получено редкое совпадение теории и практики и доказано преимущество анализа высокотемпературных металлургических систем с позиций термодинамики необратимых процессов.

Следует отметить и то, что идею о применении понятия «Расширенного принципа Ле-Шателье Брауна» при управлении сталеплавильной ванной в процессе ее рафинирования высказывал еще в 20-х годах прошлого века В.Е. Грум-Гржимайло [12], задолго до доказательства теоремы об СНС Глинсдорфом и Пригожиным в сороковых.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Окороков Б.Н. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 1. С. 55 – 56.
- Зимин В.Ю., Окороков Б.Н., Поживанов М.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1982. № 11. С. 149.
- Зимин В.Ю., Окороков Б.Н., Нам В.В. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1982. № 9. С. 148 – 149.
- Окороков Б.Н., Смирнов Е.А. // Сталь. 1989. № 7. С. 19 – 23.
- Окороков Б.Н. Термодинамика необратимых процессов и процессы сталеплавильного производства: Сб. тр. «Металлургия и металлургия XXI века». – М.: МИСиС, 2001. С. 454 – 499.
- Гленсдорф П., Пригожин И. Термодинамическая теория структуры, устойчивости и флуктуаций. – М.: Мир, 1973. – 280 с.
- Гитис Э.И., Данилович Г.А., Самойленко В.И. Техническая кибернетика. – М.: Советское радио, 1969. – 486 с.
- Литвинов А.П., Моржаков С.П., Фабрикант Е.А. Основы автоматики. – М.: Машиностроение, 1967. – 272 с.
- Явойский А.В. Разработка, исследование и применения пульсирующего дутья в сталеплавильном производстве: Дис. ... канд. техн. наук. – М.: МИСиС, 1983. – 419 с.
- Баптизманский В.И., Охотский В.Б. Физико-химические основы кислородно-конвертерного процесса. – Киев-Донецк.: Вища школа, 1981. – 184 с.
- Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Механика. – М.: Физматгиз, 1958. – 206 с.
- Грум-Гржимайло В.Е. Производство стали. – М. – Л.: ГНТИ, 1931. – 408 с.

© 2013 г. Б.Н. Окороков
Поступила 10 октября 2012 г.

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

УДК 519.876

С.Я. Фомин

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

РАЗРАБОТКА ДИАЛоговой ГИБКОЙ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ ОПЕРАТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ СЛОЖНЫМ МНОГООПЕРАЦИОННЫМ ПРОИЗВОДСТВОМ. СООБЩЕНИЕ 1

Аннотация. В сообщении рассмотрен ансамбль моделей построения технологических маршрутов изготовления труб способом холодной деформации. Разнообразные сочетания способов холодной прокатки и волочения при построении маршрутов позволяют оперативному персоналу гибко реагировать на разрешение возникающих конфликтных ситуаций в ходе производственного процесса. С помощью метода динамического программирования реализована процедура построения множества субоптимальных альтернативных вариантов маршрутов, обеспечивающих гибкость выбора приемлемых оперативных решений.

Ключевые слова: оперативное управление, конфликтные ситуации, технологический маршрут, холодная прокатка, волочение, очаг деформации, динамическое программирование, критерий оптимальности, математическая модель.

OPERATING DATA PROCESSING CONSOLE SYSTEM AUTOMATED COMMAND PROCESSOR DEVELOPMENT FOR LARGE-SCALE OPERATION PRODUCTION CONTROL. REPORT 1

Abstract. Ensemble of processing route's plotting of pipes' manufacture by the cold straining method is described in report 1. Various combinations of cold rolling and wire drawing when processing route's plotting allow efficient staff to react flexibly when solving disputable matters during the manufacturing process. The dynamic programming method allowed to implement the procedure of constructing various suboptimal alternative routes options which ensure a flexible choice of acceptable operational solutions.

Keywords: operative administration, disputable matters, processing route, cold rolling, wire drawing, deformation spot, dynamic programming, optimization, symbolic model.

Изложенная в работе [1] структура инструментального комплекса автоматизированных средств поддержки выбора оперативных решений ориентирована на производство электросварных труб. Управленческие решения генерируются способом элементарных модификаций с соответствующими технологическими маршрутами (ТМ).

В отличие от указанного производства изготовление холоднодеформированных труб (ХДТ) представляет собой весьма сложный многостадийный процесс сочетания основных и вспомогательных операций. Сложность определяется большой размерностью портфеля заказов ХДТ (тысячи маркоразмеров), многообразием вариантов выбора способов и режимов деформаций по проходам ТМ и назначений соответствующих вспомогательных операций с учетом комплекса разнообразных факторов: по конструктивным параметрам очагов деформаций, рациональному использованию ресурса пластичности деформируемого металла, качеству наружной и внутренней поверхности труб, прочности рабочего инструмента, уровням оценок технико-экономических характеристик (энергозатраты, расход металла и др.) по каждому возможному варианту ТМ.

Включение в ТМ конкретных операций при формировании оперативных решений зависит не только от указанных факторов. На выбор структуры ТМ могут влиять и такие ситуативные условия, как текущий дефицит каких-либо агрегатов, препятствующий реализации ТМ, включающих эти агрегаты. Так, при возникновении дефицита волочильных станов требуемого тягового усилия приходится использовать ТМ с применением станов холодной прокатки труб (ХПТ), что может привести к существенному росту технологических затрат. Однако в условиях вынужденного ситуативного отклонения от использования предпочтительных ТМ следует выбирать наилучшие ТМ в смысле принятых оценок, удовлетворяющие ситуативным условиям при минимальном «ухудшении» оптимальных оценок.

Таким образом, характер процесса производства ХДТ предполагает наличие гибкой системы оперативного управления, позволяющей эффективно реализовать разнообразные возможности этой «гибкости» в условиях конкретных производственных ситуаций. Однако в реальной практике выбор управляющих решений осуществляется оперативным персоналом в режиме реального времени без глубокого системного

рассмотрения множества вышеуказанных факторов. При этом неизбежно снижение эффективности производственного процесса. Гибкость системы управления в значительной степени определяется уровнем компетентности, прогностических способностей и даже интуицией – человеческим фактором конкретных оперативных лиц, принимающих решения (ЛПР). Очевидно, для совершенствования системы выработки оперативных решений необходимо создавать эффективные инструментальные средства, адекватные специфике данной проблемы.

Процесс производства ХДТ строится на основе комбинаций способов холодной деформации, что определяет вариативность технологических схем и возможность выбора предпочтительных ТМ. Построение оптимальных ТМ изготовления ХДТ реализовано с помощью рекуррентной процедуры метода динамического программирования (ДП) [2]. Специфика процедуры метода ДП содержит два основных этапа (рис. 1): «обратный ход» – построение множества субоптимальных (альтернативных) ТМ и «прямой ход» – выбор из множества субоптимальных ТМ оптимального варианта, доставляющего экстремум принятому критерию оптимальности.

Обратный ход процедуры ДП ведется от определенного конечного (целевого) состояния оптимизируемого процесса. Однако в случае решения задачи распределения суммарных деформаций при построении ТМ изготовления ХДТ реализовать корректно обратный ход таким образом нельзя, поскольку этот процесс не является марковским, так как механические свойства трубы на завершающем проходе каждого альтернативного субоптимального ТМ определяются его содержанием

(конкретное распределение ресурса пластичности по проходам ТМ, назначение операций промежуточного отжига и др.). Если же принять условно в качестве конечного состояния ТМ исходную трубу-заготовку, все механические свойства которой определены, то обратный ход достаточно корректно реализуется в направлении от трубы-заготовки к трубе конечного размера (см. рис. 1) в соответствии с рекуррентным уравнением Беллмана [2]:

$$F^*(\bar{x}_{i-1}) = \text{extr} [f_{i-1}(\bar{x}_{i-1}, \bar{u}_i^*) + F^*(\bar{x}_i)], \bar{u}_i^* \in M(\bar{u}_i), \quad (1)$$

где $F^*(\bar{x}_{i-1})$ – результирующее оптимальное значение критерия F , которое может быть достигнуто за число оставшихся стадий процесса, начиная с состояния $\bar{x}_{i-1}$, если следовать принципу оптимальности (знак *); экстремум достигается выбором оптимального управления $\bar{u}_i^*$ из множества возможных управлений $M(\bar{u}_i)$, переводящих систему из состояния $\bar{x}_{i-1}$ в состояние $\bar{x}_i$; $f_{i-1}(\bar{x}_{i-1}, \bar{u}_i^*)$ – приращение критерия F при переходе системы из состояния $\bar{x}_{i-1}$ в состояние $\bar{x}_i$ при оптимальном выборе управления $\bar{u}_i^*$; $F^*(\bar{x}_i)$ – результирующее оптимальное значение критерия F , полученное при прохождении оставшихся стадий процесса, начиная с состояния $\bar{x}_i$.

Построенные в процессе обратного хода субоптимальные ТМ по каждому типоразмеру являются первичной базой свода ТМ, которая используется на завершающей стадии диалоговой процедуры многокритериального выбора оперативных решений (планграфиков и т.п.) при выполнении конкретных заданий производственной программы с учетом разнообразных ситуативных ограничений: по производственным

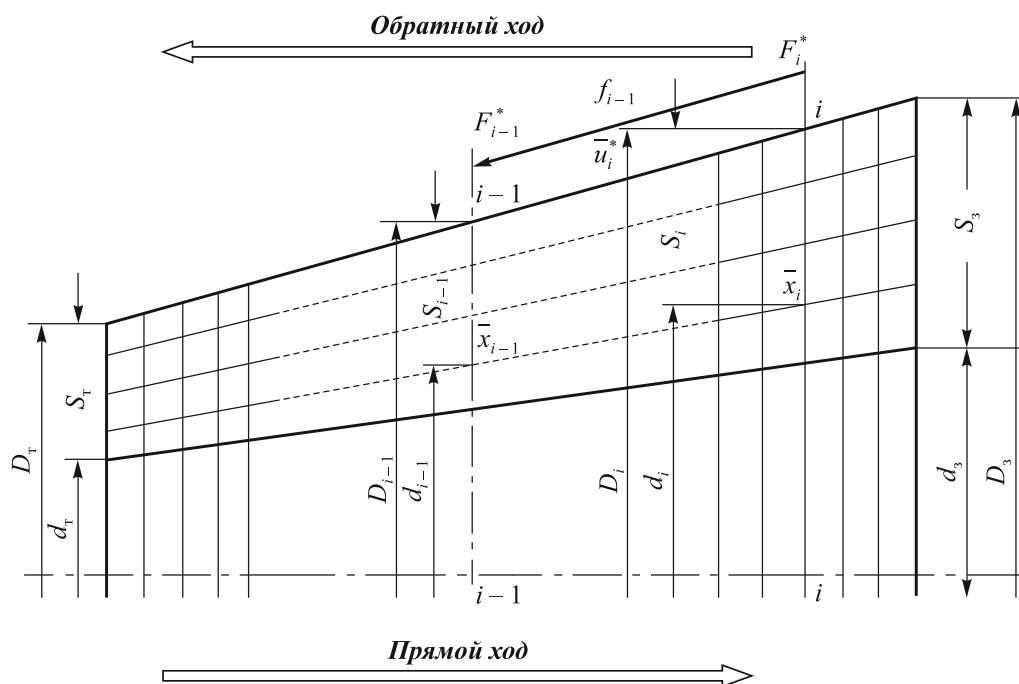


Рис. 1. Пояснение к схеме построения технологического маршрута

мощностям, наличию заготовки, рабочего инструмента, состоянию незавершенного производства и т.п. Множество субоптимальных вариантов ТМ позволяет эффективно использовать наиболее близкие по оценкам принятых критериев маршруты взамен строго оптимальных ТМ, которые по каким-либо условиям не могут быть реализованы на текущем интервале производственного процесса. Указанное обстоятельство является существенным фактором повышения технологической гибкости производства ХДТ [3].

При выполнении обратного хода ДП выстраивается сетка-«трубка» (см. рис. 1), внутри которой реализуется «проводка» структуры каждого возможного ТМ. Наружный диаметр трубы от трубы-заготовки (D_3) изменяется до трубы конечного размера (D_T) с постоянным шагом (например, с шагом 1 мм). Толщина стенки трубы изменяется в диапазоне $S_3 - S_T$ с необходимой точностью на каждом i -ом сечении «трубки» как разность $S_i = \frac{1}{2}(D_i - d_i)$. Шаг изменения стенки трубы уменьшается по мере приближения к готовому размеру, что соответствует реальному требованию повышения точности толщины стенки при деформации ее в направлении к готовому размеру.

Содержательное различие генерируемых ТМ заключается в качественном и количественном разнообразии структур субоптимальных ТМ. Качественное различие состоит в том, что для изготовления трубы заданного типоразмера из одной заготовки используются, в общем случае, различные комбинации способов деформации. Так, например, для изготовления трубы общего назначения из стали 20 размером $30 \times 2,0$ мм из горячекатаной заготовки размером $57 \times 4,0$ мм применяются следующие ТМ различной качественной структуры:

Маршрут № 1:

$57 \times 4,0$ мм – заготовка: химическая обработка;

$30 \times 2,0$ мм – готовая труба: прокатка на стане ХПТ-55.

Маршрут № 2:

$57 \times 4,0$ мм – заготовка: химическая обработка, закатка головок;

$48 \times 3,3$ мм – волочение на короткой оправке на 20-т стане, отжиг, порезка головок, закатка головок, химическая обработка;

$39 \times 2,4$ мм – волочение на короткой оправке на 20-т стане, отжиг, порезка пополам, подбивка и закатка новых головок, химическая обработка;

$30 \times 2,0$ мм – готовая труба: волочение на короткой оправке на 20-т стане, порезка головок.

При этом технологические затраты трехпроходного маршрута № 2 существенно ниже затрат однопроходного маршрута № 1. Они составляют порядка 65 % от технологических затрат маршрута № 1, единственный проход которого выполняется на стане ХПТ-55. При этом расходный коэффициент металла составляет соответственно по маршруту № 1 – 1,03, по маршруту № 2 – 1,15.

Количественное разнообразие ТМ заключается в том, что структурно однородные альтернативные маршруты различаются долей участия способов деформации и соответствующих вспомогательных операций. Рассмотрим следующие ТМ изготовления труб размером $18 \times 2,0$ мм из заготовки $57 \times 4,0$ мм:

Маршрут № 3:

$57 \times 4,0$ мм – заготовка: химическая обработка;

$25 \times 1,9$ мм – прокатка на стане ХПТ-55 (заготовка стенки трубы), отжиг, химическая обработка, закатка головок;

$18 \times 2,0$ мм – готовая труба: волочение без оправки на 10-т стане.

Маршрут № 4:

$57 \times 4,0$ мм – заготовка: химическая обработка;

$32 \times 1,85$ мм – прокатка на стане ХПТ-55 (заготовка стенки трубы), отжиг, химическая обработка, закатка головок;

$24 \times 1,9$ мм – волочение без оправки на 10-т стане, отжиг, порезка головок, порезка пополам, закатка головок;

$18 \times 2,0$ мм – готовая труба: волочение без оправки на 10-т стане.

Эти маршруты однородны по структуре: заготовка стенки трубы осуществляется на стане ХПТ-55, доводка диаметра и стенки до готового размера – безоправочным волочением на 10-т стане. Количественное различие маршрутов состоит в том, что в суммарной деформации доля холодной прокатки в маршруте № 3 больше, чем в маршруте № 4. В маршруте № 4 для последующей реализации безоправочного волочения потребовалось два прохода, в маршруте № 3 – один проход. Маршруты № 3 и № 4 слабо различаются по технологическим затратам. С точки зрения экономии металла маршрут № 3 предпочтительнее. Однако, если в оперативной ситуации «узким местом» становятся станы ХПТ-55 (на них обычно осуществляется заготовка стенки – «подкат» для большой группы типоразмеров тонкостенных труб), то использование менее выгодного маршрута № 4 будет способствовать «расшивке» этого «узкого места», поскольку в нем меньше доля участия стана ХПТ-55.

В качестве критериев оптимальности (1) альтернативных вариантов ТМ введены следующие.

- Удельные технологические затраты изготовления труб. При необходимости из данного критерия в качестве самостоятельных могут быть выделены другие критерии, например, удельные затраты электроэнергии и т.п.
- Суммарное время изготовления заданного количества труб (например, тысячи метров).
- Сквозной расходный коэффициент металла за маршрут.

Основой процедуры генерации ТМ является достаточно обозримое конечное множество качественно различных структур ТМ, «собираемых» компетентными ЛПР путем некоторых комбинаций способов холодной

прокатки, волочения на короткой оправке (КО) и безоправочного волочения (БО).

Для «сборки» маршрута ЛПР располагает следующими наиболее распространенными структурами ТМ: ХПТ; КО; ХПТ – КО; ХПТ – БО; КО – БО; ХПТ – КО – БО; КО – ХПТ – БО.

Рассмотрим основные компоненты структуры ансамбля математических моделей, используемых ЛПР при «сборке» ТМ изготовления ХД труб, соответствующие способам деформации.

Безоправочное волочение

При определении возможности изготовления трубы размерами D_T , S_T из трубы-заготовки размерами D_3 , S_3 , как показано на рис. 2, способом БО проверяется условие утолщения (утонения) стенки трубы.

Стенка трубы-заготовки S_3 для получения трубы размерами D_T , S_T определяется с помощью выражения [4]:

$$S_3 = \frac{S_T}{1 + A \frac{D_3 - D_T}{D_3 + D_T} \left[B + C \left(\frac{S_T}{D_3} + \frac{S_3}{D_T} \right) \right]}. \quad (2)$$

Значения эмпирических констант A , B и C даны для случаев относительной разовой деформации $E = \frac{D_3 - D_T}{D_3} \cdot 100 \%$.

Для учета расхода ресурса пластичности металла на предшествующих проходах использована методика В.Л. Колмогорова, позволяющая определить допустимую степень деформации между отжигами до начала разрушения металла трубы [5]. Степень использования ресурса пластичности за один проход определяется выражением [4]:

$$\psi = \int_z^1 2\sqrt{2} \frac{\sqrt{1+3z^6}}{z(1+3z^3)} \frac{dz}{A+B \frac{1-3z^3}{\sqrt{3}\sqrt{1-3z^6}}} < 1, \quad (3)$$

где $z = \frac{D_T}{D_3}$.

Значения для коэффициентов A и B для групп исследованных марок сталей приведены в работе [4]. Аппроксимируя уравнение (3), получаем выражение:

$$\psi = \left(1 - \frac{D_T}{D_3} \right) \left(a_1 + a_2 \frac{D_T}{D_3} + a_3 \frac{D_T^2}{D_3^2} + \dots \right) < 1, \quad (4)$$

где a_1 , a_2 , a_3 – коэффициенты, зависящие от марки стали (приведены в работе [6]).

Необходимость термической обработки на предыдущем размере (проходе) определяется из условия:

$$\psi + \psi_\Sigma < 1, \quad (5)$$

где ψ_Σ – степень использования ресурса пластичности в результате деформаций трубы на предыдущих проходах.

Величина допустимой разовой деформации ограничивается двумя факторами: прочностью сечения выходящего конца трубы (или головки) и устойчивостью контура трубы в очаге деформации. При волочении тонкостенных и особо тонкостенных труб ($1,8\% < S_T/D_T \cdot 100\% < 4\%$) проверяется условие устойчивости контура трубы, согласно которому относительная деформация за проход не должна достигать критической величины:

$$E_{кр} = 2,8 \cdot 10^4 \cdot \left(\frac{S_T}{D_T} \right)^2, \quad \%, \quad (6)$$

При определении допустимого напряжения волочения использована зависимость

$$\sigma_s^{\partial} = \frac{\sigma_T}{K_{зап}}, \quad (7)$$

где σ_T – предел текучести металла трубы; $K_{зап}$ – коэффициент запаса прочности ($K_{зап} = 1,1 - 1,2$).

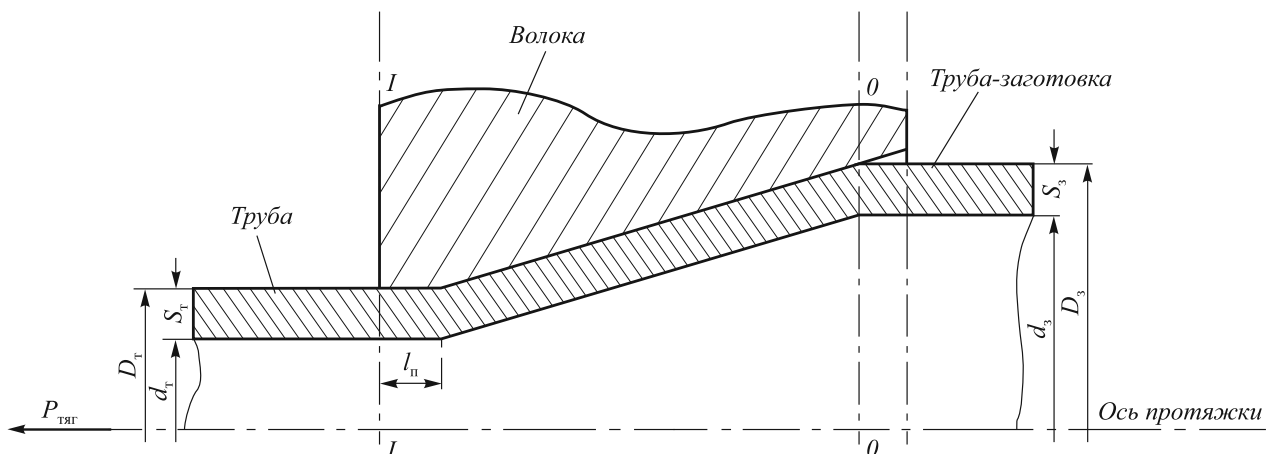


Рис. 2. Схема очага деформации при безоправочном волочении труб

Зависимость (7) дает величину σ_S^{δ} из условий прочности наклепанной трубы. Более жестким ограничением является определение σ_S^{δ} из условия прочности головки трубы:

$$\sigma_S^{\hat{o}} = \frac{\sigma_T^3}{K_{\text{зап}}} \mu, \quad (8)$$

где μ – коэффициент вытяжки; σ_T^3 – предел текучести металла трубы-заготовки.

Необходимое качество внутренней поверхности трубы существенно зависит от величины диаметра трубы-заготовки, по которому заготовлена стенка. Чем большую величину редуцирования получает труба с момента заготовки стенки в процессе последующих безправочных проходов, тем ниже качество ее внутренней поверхности. Поэтому при моделировании процесса безправочного волочения следует ограничиваться величиной максимально допустимого диаметра трубы-заготовки под последующее безправочное волочение:

$$D_3 \leq D_{50}^{\max}. \quad (9)$$

Основным критерием, определяющим прочностные возможности волочильного стана данного типоразмера, является проверка условия по тяговому усилию стана $P_{\text{тяг}}$:

$$Q < P_{\text{тяг}}. \quad (10)$$

Усилие волочения:

$$Q = F_t K, \quad (11)$$

где F_T – площадь сечения трубы.

Напряжение волочения определено по эмпирической формуле [6]:

$$K = 0,105 \left(1 - \sin \frac{a}{2} \right) (1 + f) \sigma_{\text{вср}} \sqrt{E}, \quad (12)$$

где $\sigma_{\text{вср}} = \frac{\sigma_{\text{в}}^0 + \sigma_{\text{в}}^1}{2}$ – среднее значение предела прочности в очаге деформации.

Оправочное волочение

При конструировании геометрий очага деформации для способа волочения на короткой закрепленной оправке (рис. 3) в модель вводятся условия:

- обязательное уменьшение стенки трубы;
- обеспечение минимально возможного зазора, необходимого для введения оправки в трубу-заготовку.

Расчет степени использования ресурса пластичности за проход для зоны редуцирования $\psi_{\text{ред}}$ определяется по формуле (4), где вместо D_t подставляется величина $\bar{D}$:

$$\bar{D} = D_{\text{T}} + 2(S_3 - S_{\text{T}}). \quad (13)$$

Для учета использования ресурса пластичности в зоне обжатия стенки использовано выражение [4]:

$$\Psi_{\text{обж}} = \frac{2}{A+3B} \ln \frac{\frac{\bar{S}}{S_T}(A+3B) + 2B \left(1 - 3\sqrt{\frac{D_T}{D}}\right)}{A+3B + 2B \left(1 - 3\sqrt{\frac{D_T}{D}}\right)}. \quad (14)$$

Значения коэффициентов A и B те же, что и для формулы (3). Величина $\bar{S}$ вычисляется по формуле (2), соответственно преобразованной к виду:

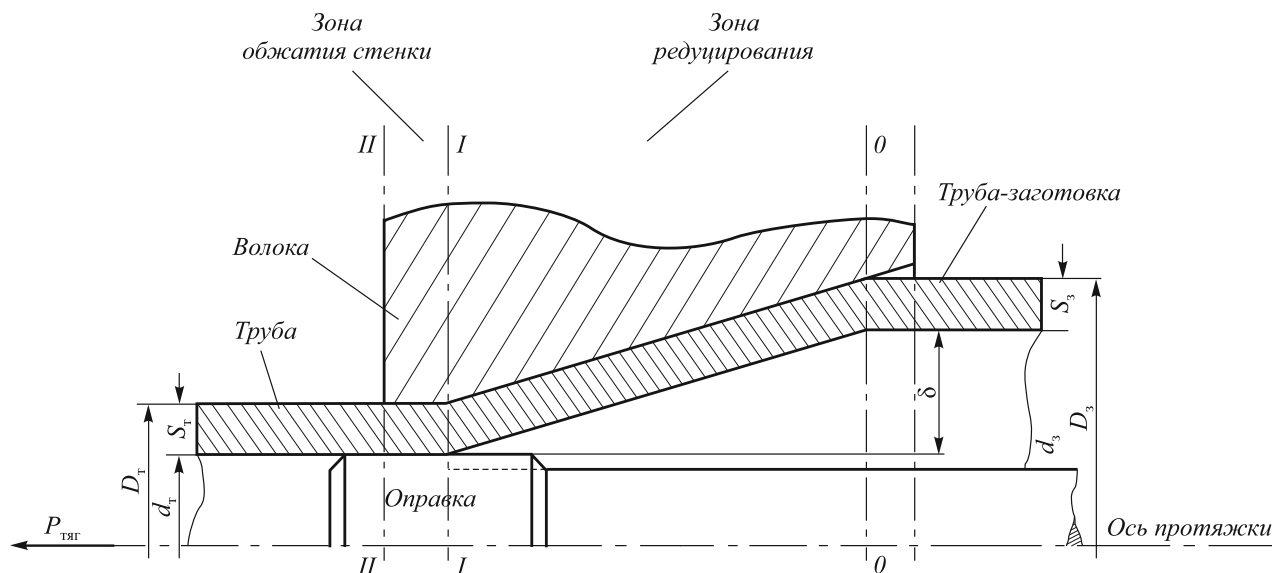


Рис. 3. Схема очага деформации при волочении труб на короткой оправке

$$\bar{S} = \frac{1 + A \cdot B \frac{D_3 - D_T}{D_3 + D_T}}{\frac{1}{S_3} - A \cdot C \frac{D_3 - D_T}{D_3 \cdot D_T}}. \quad (15)$$

Ограничение по использованию ресурса пластичности за оправочный проход:

$$\Psi_{\text{ред}} + \Psi_{\text{обж}} < 1. \quad (16)$$

С помощью условия (16) выясняется необходимость отжига труб на предыдущем размере (D_3, S_3). Для расчета возможной разовой деформации использована зависимость, определяющая допустимый коэффициент вытяжки из условия прочности выходящего конца трубы.

Допустимый коэффициент вытяжки в зоне обжатия стенки равен:

$$\mu_{30} \leq a \sqrt{\frac{1,1\sigma_{\text{тс}}^{\text{II}} \frac{a+1}{a} - K_{\delta}^{\text{OI}}}{1,1\sigma_{\text{тс}}^{\text{II}} \frac{a+1}{a} - \sigma_s^{\delta}}}, \quad (17)$$

где

$$a = \frac{Af}{\text{tga}}; \quad (18)$$

$$A = 1 + \frac{d_{\text{т}} \cos a}{d_{\text{т}} + S_3 + S_{\text{т}}}; \quad (19)$$

$\sigma_{\text{тс}}$ – средняя величина предела текучести.

Напряжение волочения в конце участка редуцирования:

$$K^{\text{OI}} = 1,15 \frac{a+1}{a} \left[1 - \left(\frac{\bar{D} - S_3}{D_3 - S_3} \right)^a \right] + \sigma_{\text{упр}} \left(\frac{\bar{D} - S_3}{D_3 - S_3} \right)^a. \quad (20)$$

Допустимый коэффициент вытяжки за проход:

$$\mu^{\Sigma} = \mu_{\text{ред}} \mu_{30}. \quad (21)$$

Минимально возможный внутренний диаметр трубы ограничивается прочностью болта, испытывающего растягивающее усилие (в модели использованы данные производственной практики).

Волочение труб на подвижной плавающей оправке используется преимущественно в производстве труб из цветных металлов (бухтовое волочение). В данной модели не рассматривается.

Для проверки прочности стана по тяговому усилию использована эмпирическая формула определения напряжения волочения [6]:

$$K = \sigma_{\text{вср}} \ln \mu \left(1 + \frac{f}{\sin \alpha \cos \alpha} + \frac{f}{\text{tga}} \right), \quad (22)$$

где α – угол конусности волоки; f – коэффициент трения в очаге деформации; $\sigma_{\text{вср}}$ – среднее значение предела прочности металла трубы в очаге деформации; μ – коэффициент вытяжки.

Холодная прокатка (рис. 4)

Конструктивные параметры очага деформации при прокатке на станах ХПТ ограничиваются, в первую очередь, диапазоном геометрических размеров труб, изготавливаемых на конкретном стане и размеров используемой заготовки.

При моделировании способа холодной прокатки использована наиболее распространенная калибровка очага деформации – калибровка МИСиС, реализующая падающий режим обжатия [8].

Технологически необходимый зазор δ между цилиндром оправки и трубой-заготовкой учитывается ограничением:

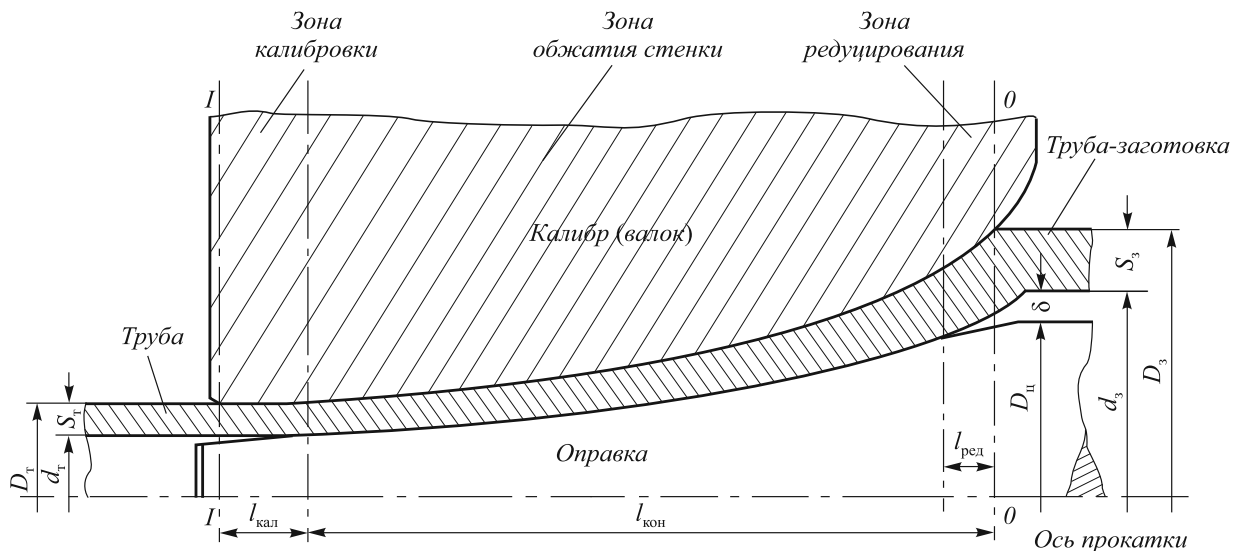


Рис. 4. Схема очага деформации при прокатке труб на стане холодной прокатки

$$d_3 \geq D_{\text{ц}} + \delta, \quad (23) \quad \lambda_0 - \text{степень итоговой деформации сдвига.}$$

где $D_{\text{ц}}$ – диаметр цилиндрической части оправки.

$$D_{\text{ц}} = d_{\text{т}} + l_{\text{кон}} 2 \operatorname{tg} \alpha. \quad (24)$$

В модели использованы рекомендации по выбору значений $l_{\text{кон}}$ и $2 \operatorname{tg} \alpha$ (конусность оправки) для станков ХПТ, отражающие опыт работы передовых предприятий.

При деформации трубы со значительным редуцированием и слабым обжатием по стенке на внутренней поверхности трубы образуются складки, которые не раскатываются при дальнейшем утонении стенки.

Для обеспечения необходимого качества внутренней поверхности трубы в модели учтена следующая рекомендация [8]: если $\Delta S_{\text{ред}} = (0,4 - 0,7)$ мм, то относительное обжатие по стенке $\Delta\% \geq (40 - 50) \%$.

Утолщение стенки в процессе редуцирования:

$$\Delta S_{\text{ред}} = 0,75 S_3 \frac{\Delta D_{\text{ред}}}{D_3}. \quad (25)$$

Величину редуцирования с достаточной точностью можно принять равной:

$$\Delta D_{\text{ред}} = d_3 - D_{\text{ц}}. \quad (26)$$

Необходимым качеством наружной поверхности трубы является отсутствие «волнистости», которая определяется кратностью калибровки трубы в очаге деформации, максимально возможным выходом трубы за один двойной ход клетки – $(m\mu)_{\text{max}}$.

В модели использованы значения $(m\mu)_{\text{max}}$, достигнутые на передовых предприятиях. Если прокатка ведется на готовый размер, то величину $(m\mu)_{\text{max}}$ следует уменьшить на коэффициент качества $K_{\text{кач}}$ (для труб общего назначения $K_{\text{кач}} = 1,1$). Величина подачи m не может быть менее минимально возможной подачи для данного типоразмера стана ХПТ.

Проверка назначенного технологического режима $(m\mu)_{\text{max}}$, с точки зрения разрушения металла трубы, заключается в определении степени использования ресурса пластичности металла [9]:

$$\psi = \sqrt{\frac{2m(1-2\mu)}{3L_{\text{обж}}}} \frac{\alpha\beta\lambda_0}{\lambda_{\text{р}}^{\text{вып}}} < 1, \quad (27)$$

где α – коэффициент, учитывающий немонотонность деформации; $\lambda_{\text{р}}^{\text{вып}}$ – предельная степень деформации в области выпуска калибра; β – коэффициент, учитывающий долю деформации в области выпуска калибра; $L_{\text{обж}}$ – длина участка обжатия стенки трубы:

$$L_{\text{обж}} = L_{\text{кон}} - L_{\text{ред}}; \quad (28)$$

Длина участка редуцирования равна:

$$L_{\text{ред}} = \frac{\Delta D_{\text{ред}}}{2 \operatorname{tg} \gamma_{\text{ред}} - 2 \operatorname{tg} \alpha}, \quad (29)$$

где $2 \operatorname{tg} \gamma_{\text{ред}}$ – значение конусности зоны редуцирования.

$$\lambda_0 = 2 \sqrt{\left(\ln \frac{S_{\text{т}}}{S_3} \right) + \ln \frac{S_{\text{т}}}{S_3} \ln \frac{D_{\text{т}}}{D_3} + \left(\ln \frac{D_{\text{т}}}{D_3} \right)^2}. \quad (30)$$

Значения α , β , $\lambda_{\text{р}}^{\text{вып}}$, $2 \operatorname{tg} \gamma_{\text{ред}}$ для ряда исследованных марок стали приведены в работе [9].

Если условие (27) не выполняется, то путем последовательного уменьшения величины m достигается удовлетворение условия. Полученный технологический режим $m\mu$ является исходным для прочностной проверки стана по допустимому давлению металла на валки [8]:

$$m\mu \leq \frac{P_{\Sigma}^2 l_{\text{кон}}}{2,02 \sigma_{\text{в50}}^2 (D_3 - D_{\text{т}})^2 (S_3 - S_{\text{т}}) \rho_{\text{ср}}}, \quad (31)$$

где P_{Σ} – максимально допустимое давление металла на валки для стана данного типоразмера;

$$\rho_{\text{ср}} = \rho_0 - 0,25(D_3 - D_{\text{т}}), \quad (32)$$

где ρ_0 – катающий радиус валака стана ХПТ рассматриваемого типа.

Построение диалоговой процедуры синтеза технологических схем завершается введением в ансамбль рассмотренных моделей блока зависимостей, связывающих операции деформаций с выполнением необходимых вспомогательных операций.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Фомин С.Я. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 11. С. 64 – 69.
2. Беллман Р., Дрейфус С. Прикладные задачи динамического программирования. – М.: Наука, 1965.
3. Соломенцев Ю.М. Технологические основы гибких производственных систем: Учеб. пособие. – М.: Высшая школа, 2000.
4. Уральский В.И., Колмогоров В.Л., Козлов Г.Д. Определение максимальных деформаций при волочении // Интенсификация процессов производства холоднодеформированных труб. – Свердловск: Среднеуральское книжное издательство, 1969. С. 16 – 22.
5. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. – М.: Металлургия, 1970. – 230 с.
6. Ериклинцев В.В., Фомин С.Я. Выбор экономичных технологических маршрутов производства холоднодеформированных труб – М.: Ин-т «Черметинформация», 1972. Сер. 23. Вып. 2. – 40 с.
7. Касьян В.Х. Выбор рациональных технологических схем производства холоднодеформированных труб из углеродистых сталей и использованием ЭВМ. Дисс.... канд. техн. наук – Днепропетровск: ДМетИ, 1967. – 148 с.

8. Шевакин Ю.Ф. Калибровка и усилия при холодной прокатке труб. – М.: Металлургиздат, 1963. – 418 с.
9. Плахотин В.С., Колмогоров В.Л., Миронов В.Г. Определение максимальных деформаций при холодной прокатке труб. // Интенсификация процессов производства холодноде-

формированных труб. – Свердловск: Среднеуральское книжное издательство, 1969. С. 23 – 31.

© 2013 г. С.Я. Фомин
Поступила 18 декабря 2012 г.

УДК 669.041

А.А. Ансимов, Э.Э. Меркер, Д.А. Харламов

Старооскольский технологический институт

РАЗРАБОТКА КОМПЬЮТЕРНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ РЕЖИМОМ СЖИГАНИЯ ТОПЛИВА ВО ВРАЩАЮЩИХСЯ ОБЖИГОВЫХ ПЕЧАХ

Аннотация. В работе представлены данные по разработке и использованию компьютерной системы управления режимом сжигания топлива на вращающихся печах обжига известняка. Анализ опытных данных свидетельствует об эффективности и надежности применения этой системы для оптимизации режима сжигания топлива во вращающихся печах, что позволяет улучшить технико-экономические и энерго-экологические показатели производства извести.

Ключевые слова: обжиговая печь, управление, известь, коэффициент расхода воздуха.

MANAGEMENT INFORMATION SYSTEM DEVELOPMENT TO ROTARY ROASTING FURNACE FUEL COMBUSTION PROCESS CONTROL

Abstract. In work are submitted data on development and use of a computer control system by a mode of burning of fuel on rotating furnaces of roasting limestone. The analysis of skilled data testifies to efficiency and reliability of use of this system for optimization of a mode of burning fuel in rotating furnaces that allows to improve technical and economic and power-ecological indicators of lime production.

Keywords: rotating furnace, management, lime, coefficient of air consumption.

Оптимизация режима сжигания топлива во вращающейся печи обжига известняка [1] связана с количеством воздуха, подводимого в зону горения, и является одним из главных факторов [2], определяющих снижение удельного расхода тепла на процесс обжига, повышение производительности агрегата и уменьшение количества вредных выбросов в атмосферу при условии обеспечения требуемых показателей качества извести, необходимой для производства [3] высококачественных марок сталей.

Анализ результатов исследования в цехе обжига извести Оскольского электрометаллургического комбината по оценке эффективности производства извести [3, 4] на вращающихся обжиговых печах осуществляли по данным текущего контроля параметров теплового режима с отбором проб на химический анализ отходящих из агрегата газов и контролем коэффициента избытка воздуха [5, 6] по формуле

$$\alpha_{\text{в}}^{\text{хим}} = \frac{1}{1 - 3,76 \frac{\text{O}_2^{\delta} - 0,5(\text{CO}^{\delta} + \text{H}_2^{\delta})}{\text{N}_2}}, \quad (1)$$

где $\text{N}_2^{\delta} = 100 - (\text{CO}_2^{\delta} + \text{O}_2^{\delta} + \text{H}_2^{\delta} + \text{CO}^{\delta})$; N_2^{δ} , CO_2^{δ} , O_2^{δ} , CO^{δ} , H_2^{δ} – составляющие отходящих из печи дымовых газов при отборе проб на входе в пылевую камеру [3, 4].

Конструкция однопроводной горелки типа ГРЦ для сжигания природного газа (до 3500 м³/ч) в печи с регулируемой длиной факела и внешним подсосом нагретого воздуха до 450 – 500 °С, поступающего из холодильника в зону горения печи [3, 4], позволяет интенсифицировать сжигание топлива с обеспечением средней температуры факела до 1600 ± 50 °С и определением требуемой [1, 3, 7] производительности агрегата:

$$G = \alpha_{\Sigma} \left(\frac{T_{\text{ф}} - T_{\text{м}}}{q_{\text{т}}} \right) F, \quad (2)$$

где α_{Σ} – средний коэффициент теплоотдачи, кДж/(м²·с); $T_{\text{ф}}$ и $T_{\text{м}}$ – средние значения температур газового факела и известняка в зоне обжига печи соответственно, °С; $q_{\text{т}}$ – удельный расход теплоты на обжиг известняка, кДж/кг; F – поверхность контакта факела и известняка в зоне обжига печи, м².

Исследованиями установлено [1, 3, 4], что на производительность печи (G , т/ч), удельный расход теплоты ($q_{\text{т}}$, кДж/кг) и другие показатели (α_{Σ} , $T_{\text{ф}}$) существенное влияние оказывают условия сжигания топлива, конструкция горелки и, в особенности, коэффициент расхода воздуха ($\alpha_{\text{в}}^{\text{хим}}$), а также метод управления [4, 6, 7] тепловым режимом работы вращающейся печи.

Результаты статистической обработки опытных данных [4, 5, 7] работы вращающейся печи обжига известняка показали, что коэффициент расхода воздуха на клапане $\alpha_{\text{в}}^{\text{кл}}$ оказывает существенное влияние на такие показатели работы агрегата, как производительность (G , т/ч), температура нагрева воздуха ($T_{\text{в}}$, °C), идущего на горение топлива и удельный расход газа ($q_{\text{г}}$, м³/т), что подтверждается следующими корреляционными зависимостями:

$$G = 28,33\alpha_{\text{в}}^{\text{кл}} - 8,63, R^2 = 0,38;$$

$$T_{\text{в}} = 233,31\alpha_{\text{в}}^{\text{кл}} + 276,67, R^2 = 0,46;$$

$$q_{\text{г}} = -316,7\alpha_{\text{в}}^{\text{кл}} + 493,7, R^2 = 0,48.$$

Оптимизация режима сжигания топлива (РСТ) в печи на основе соблюдения $\alpha_{\text{в}}^{\text{ЭВМ}}$ или $\alpha_{\text{в}}^{\text{кл}}$, максимально приближенных к требуемым [1, 3, 7] по технологии ($\alpha_{\text{в}}^{\text{опт}} = 1,03 \pm 0,02$), позволяет достигнуть наилучших показателей работы вращающихся печей для производства качественной извести [2 – 4].

Принципиальная блок-схема алгоритма модели текущего расчета [1, 4] параметров РСТ во вращающихся печах [2, 5] приведена на рис. 1. Компьютерная система управления (КСУ) с целью оптимизации РСТ реализо-

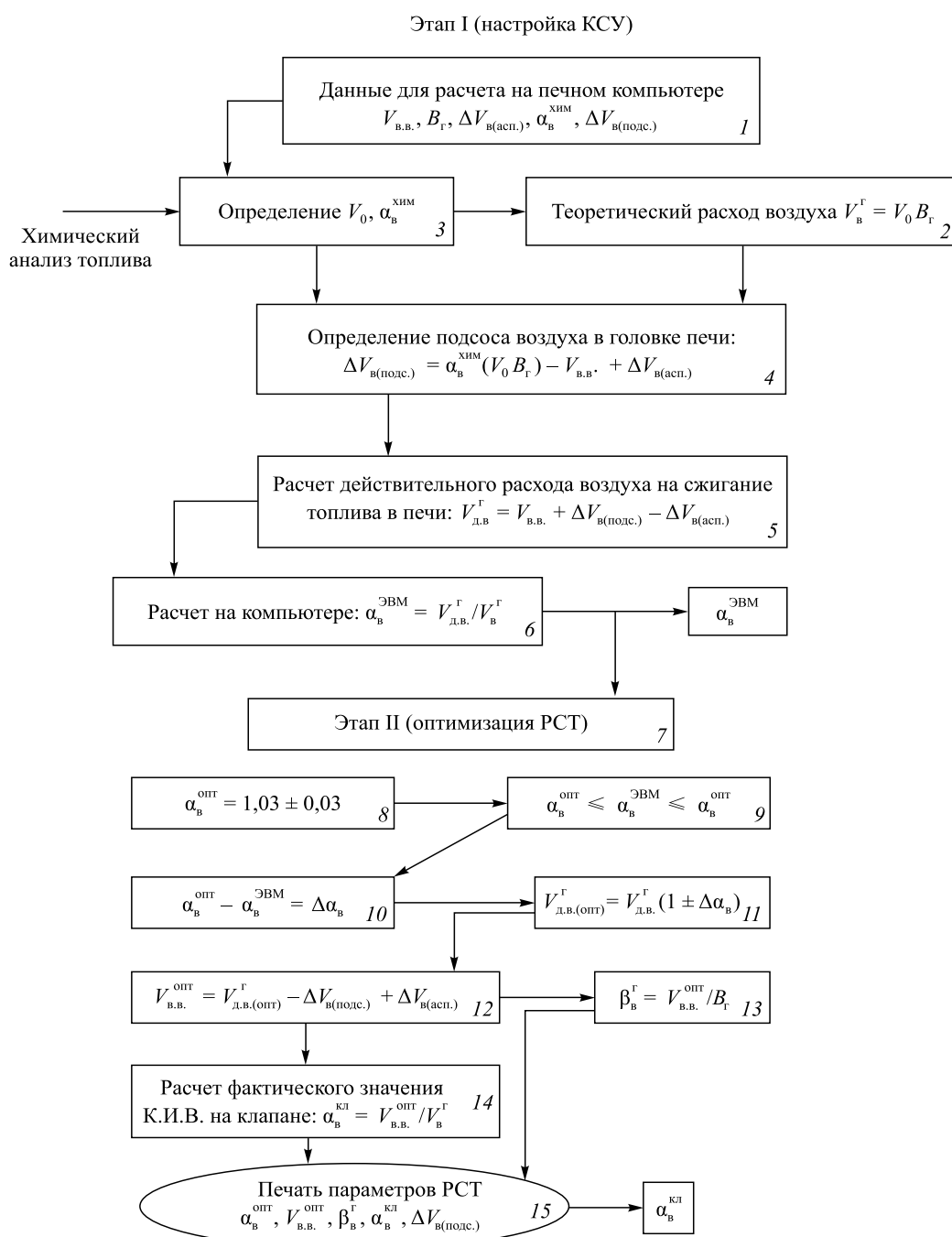


Рис. 1. Блок-схема структуры алгоритма модели компьютерной системы управления режимом сжигания топлива для условий работы вращающейся печи обжига известняка

вана в виде специальной программы на базе MS Excel, которая включена в общую программу TRACE MODE цеховой АСУ с контроллером ЭМИКОН (ЭК-2000), а печной компьютерный комплекс представляет из себя операторскую станцию типа RAC-900.

Для нахождения рациональных условий сжигания топлива в печи и обеспечения требуемых показателей для α_{Σ} и q_T использовали в качестве критерия оптимальности коэффициент расхода воздуха $\alpha_{\text{в}}^{\text{ЭВМ}}$, рассчитываемый по алгоритму модели (см. рис. 1) на компьютере и являющийся выходной величиной параметров тепловой работы агрегата в следующем виде:

$$\alpha_{\text{в}}^{\text{ЭВМ}} = \frac{V_{\text{в.в.}} + \Delta V_{\text{в(подс.)}} - \Delta V_{\text{в(асп.)}}}{V_0 B_{\text{г}}}, \quad (3)$$

где $V_{\text{в.в.}}$ – расход вентиляторного воздуха, поступающего через холодильник печи в зону горения топлива, $\text{м}^3/\text{ч}$; V_0 – теоретический расход воздуха на сжигание 1 м^3 природного газа, $\text{м}^3/\text{м}^3$; $\Delta V_{\text{в(подс.)}}$, $\Delta V_{\text{в(асп.)}}$ – подсосы воздуха в головке печи и утечки вентиляторного воздуха в системе аспирации агрегата, $\text{м}^3/\text{ч}$; $B_{\text{г}}$ – расход природного газа, поступающего в горелку печи, $\text{м}^3/\text{ч}$.

При использовании приведенного выше выражения (2), заменяя $\alpha_{\text{в}}^{\text{ЭВМ}}$ на $\alpha_{\text{в}}^{\text{хим}}$, из выражения (1), с учетом известных на пульте печи данных по $V_{\text{в.в.}}$ и $B_{\text{г}}$ при кратковременном закрытии шиберов в системе аспира-

ции печи (рис. 2), т.е. при $\Delta V_{\text{в(асп.)}} = 0$ находили текущее значение $\Delta V_{\text{в(подс.)}}$ в головке печи, а затем, наоборот, подставляя в это же выражение (2) известное значение $\Delta V_{\text{в(подс.)}}$ находили количество утечки воздуха в системе аспирации при тех же известных данных работы агрегата [2, 4].

Следовательно, после последовательного определения $\Delta V_{\text{в(подс.)}}$ и $\Delta V_{\text{в(асп.)}}$ при постоянной тяге в печи и известных $V_{\text{в.в.}}$ и $V_0 B_{\text{г}}$ на печном компьютерном комплексе с применением программы MS Excel находили текущее значение (см. рис. 1). Приведенную на рис. 1 блок-схему алгоритма расчета $\alpha_{\text{в}}^{\text{ЭВМ}}$ использовали также для определения текущей требуемой величины соотношения воздух – газ ($\beta_{\text{г}}^{\text{в}}$) во вращающейся обжиговой печи для производства извести [4]. Расчет по этапу I осуществляется в последовательности от блоков I до 6, т.е. осуществляется расчет значений $V_{\text{г}}^{\text{в}}$ (блок I), определяют подсосы воздуха $\Delta V_{\text{в(подс.)}}$ в головке печи (блок 4), выполняется расчет действительного расхода воздуха (блок 5), определяется фактическое значение $\alpha_{\text{в}}^{\text{ЭВМ}}$ (блок 6). Далее на этапе II производится оценка требуемого (например, в блоках 8 ÷ 11 при $(\alpha_{\text{в}}^{\text{опт}} = 1,03 \pm 0,03)$) оптимального расхода вентиляторного воздуха $V_{\text{в.в.}}^{\text{опт}}$ (блок 12) и установление также оптимального соотношения воздух–газ ($\beta_{\text{г}}^{\text{в}}$) в системе управления (блок 13) при данном аэродинамическом режиме [5] сжигания топлива в печи.

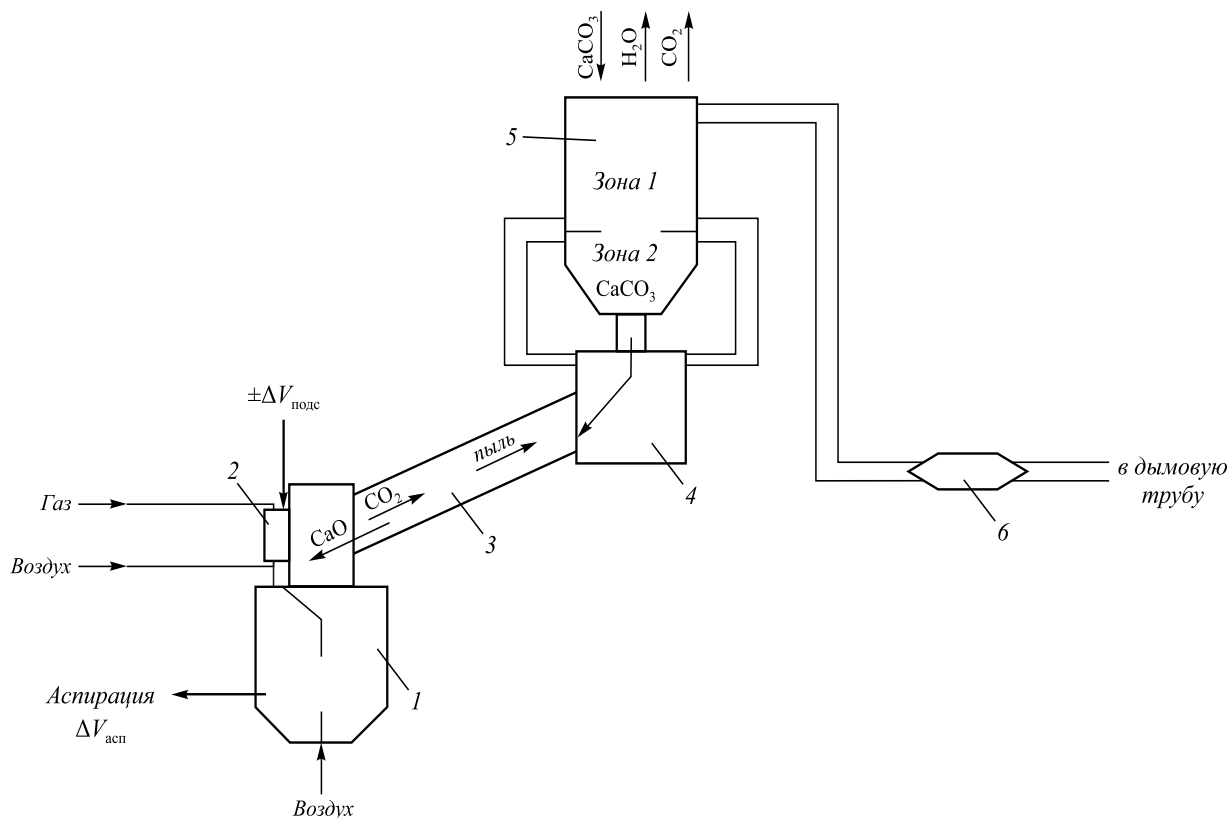


Рис. 2. Схема конструктивных блоков вращающейся обжиговой печи для производства извести:
1 – холодильник и система аспирации, 2 – головка печи с горелкой, 3 – вращающийся барабан печи, 4 – пылевая камера, 5 – подогреватель известняка, 6 – электрофильтр агрегата

Таким образом, на II этапе расчета параметров КСУ по ходу работы вращающейся печи осуществляется расчет текущей величины $\alpha_B^{\text{ЭВМ}}$ (блок 6) и производится сравнение с $\alpha_B^{\text{ОПТ}} = 1,03 \pm 0,03$ в блоке 8 для определения разницы $\pm \Delta \alpha_B$. Если эта разница более 0,03, то осуществляется коррекция (блок 8) величины $V_B^{\text{ЭВМ}}$ в сторону уменьшения (min) или, если $\Delta \alpha_B$ менее 0,03, то производится увеличение ($V_B^{\text{ЭВМ}}$ в блоке 12). При этом оптимальное значение расхода вентиляционного воздуха устанавливается, исходя из следующего выражения:

$$V_{\text{в.в.}}^{\text{ОПТ}} = 9,35 B_{\text{г}} \alpha_B^{\text{ОПТ}} \pm \Delta V_{\text{в(подс.)}} + \Delta V_{\text{в(асп.)}}, \quad (3)$$

где 9,35 – расчетное значение расхода воздуха на горение 1 м³ природного газа, м³/м³.

Это обстоятельство позволяет устанавливать оптимальное значение для соотношения воздух–газ (блок 13) и определять фактическое значение К.И.В на клапане (блок 14) при существующей гидравлической обстановке в печи.

Результаты сравнения (рис. 3) $\alpha_B^{\text{ЭВМ}}$, $\alpha_B^{\text{КЛ}}$ (по КСУ) и $\alpha_B^{\text{ХИМ}}$ указывают на достоверность взаимосвязей, а дос-

точно высокие коэффициенты корреляции ($R > 0,8$) свидетельствует об адекватности и возможности практического использования предложенного метода для осуществления оптимального управления режимом [4, 5] сжигания топлива в печи. Сравнительные показатели работы вращающейся печи при различных значениях $\alpha_B^{\text{ЭВМ}}$, $B_{\text{г}}$ и температуры отходящих из печи газов $T_{\text{отх.г}}$ приведены в таблице.

Опытным путем установлено, что значения стандартных отклонений для производительности печи (G , т/ч), температуры нагрева вентиляционного воздуха $T_{\text{в.в.}}$, °С в холодильнике печи и удельного расхода топлива ($q_{\text{г}}$, м³/т) соответственно составляют:

$$\sigma(G) = 1,92 \text{ т/ч}, \sigma(T_{\text{в.в.}}) = 16 \text{ °С}, \sigma(q_{\text{г}}) = 19,43 \text{ м}^3/\text{т}.$$

Из приведенных в таблице данных следует, что предпочтительным является вариант Б, так как показатели G , $q_{\text{г}}$, $T_{\text{отх.г}}$ выгодно отличаются от варианта А, что вызвано меньшими значениями $\beta_{\text{г}}$, $\alpha_B^{\text{ЭВМ}}$ и более высоким показателем нагрева вентиляционного воздуха $T_{\text{в.в.}}$ по сравнению с вариантом А работы печей.

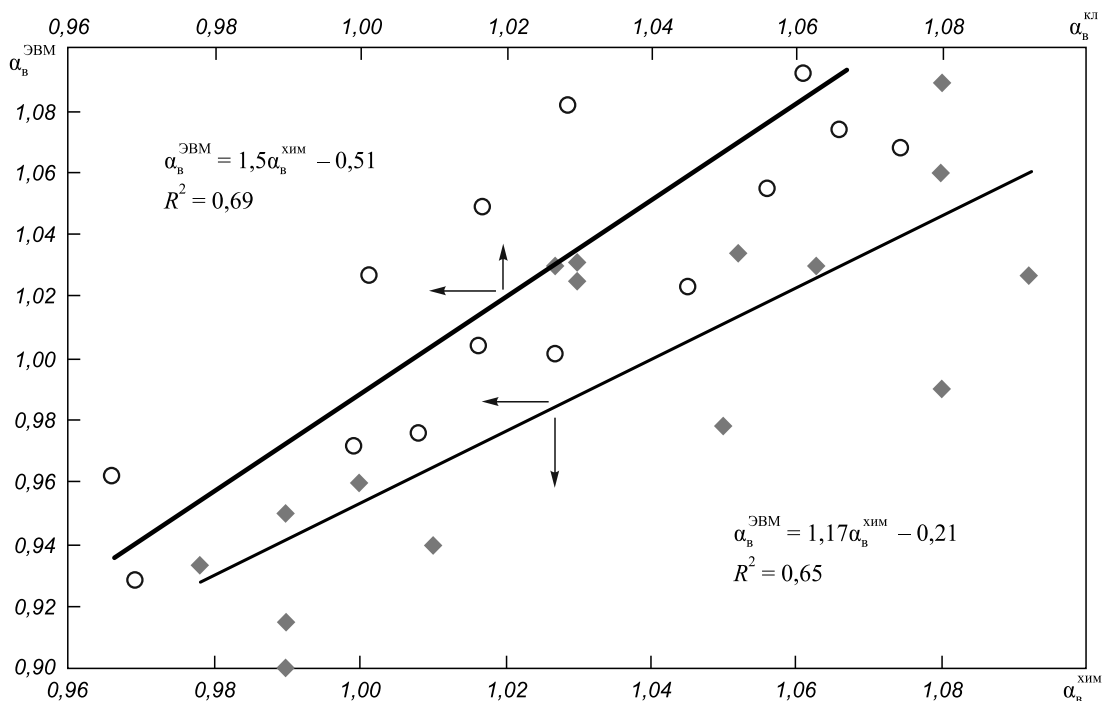


Рис. 3. Корреляционные взаимосвязи параметров $\alpha_B^{\text{ЭВМ}}$, $\alpha_B^{\text{ХИМ}}$ и $\alpha_B^{\text{КЛ}}$ в одинаковых условиях работы вращающейся печи при учете значений $\Delta V_{\text{в(подс.)}}$, $\Delta V_{\text{в(асп.)}}$, $\beta_{\text{г}}$ и других данных

Сравнительные показатели работы вращающейся печи при различных значениях $\alpha_B^{\text{ЭВМ}}$, $\beta_{\text{г}}$ и температуры отходящих из печи газов, $T_{\text{отх.г}}$, °С

Вариант	Число проб	Расход, м ³ /ч		$\beta_{\text{г}}$	$\alpha_B^{\text{ЭВМ}}$	$\Delta V_{\text{в.в. (подс.)}}$, м ³ /ч	G , т/ч	$q_{\text{г}}$, м ³ /т	$T_{\text{отх.г}}$, °С	$T_{\text{в.в.}}$, °С	$T_{\text{изв.}}$, °С
		газ	воздух								
А	12	3512,3	31 270,8	8,90	1,078	6700	18,2	192,4	894,2	494,8	64,8
Б	13	3445,3	29 927,1	8,69	1,011	4500	19,0	180,0	888,0	575,4	87,0

Из анализа этих данных следует, что режим работы печи по варианту Б является более приближенным к $\alpha_{\text{в}}^{\text{опт}} = 1,03$, чем вариант А, что обеспечивает лучшие технико-экономические и качественные показатели производства извести на вращающихся печах обжига известняка. Применение КСУ-РСТ (см. рис. 1) позволяет оптимизировать режим сжигания топлива в печи с использованием периодической корректировки коэффициента $\alpha_{\text{в}}^{\text{кл}}$ и $\alpha_{\text{в}}^{\text{эвм}}$ по данным $\alpha_{\text{в}}^{\text{хим}}$, определяемого [уравнение (1)] по данным химического анализа проб отходящих из агрегата сильно запыленных технологических газов, что повышает эффективность и надежность [4, 5, 7] предложенного метода непрерывного контроля параметров тепловой работы вращающейся печи.

Выводы. Проведены исследования на вращающихся печах обжига известняка для производства извести. Предложена модель и алгоритм расчета теплотехнологических показателей работы агрегата на основе текущего контроля соотношения топливо–воздух с учетом определения значений подсоса воздуха в головку печи и утечки воздуха в системе аспирации агрегата.

Показана возможность и эффективность осуществления оперативного контроля коэффициента расхода воздуха по данным расчета его на компьютере, установленном на пульте печи, что позволяет оптимизировать параметры тепловой работы агрегата и повысить производительность, а также снизить удельный расход топлива.

Предлагаемая КСУ-РСТ имеет преимущество перед существующими системами контроля $\alpha_{\text{в}}^{\text{кл}}$ и $\beta_{\text{г}}^{\text{в}}$ в том, что исключается фактор влияния запыленности продуктов сгорания на точность работы датчиков контроля коэффициента расхода воздуха в системе контрольно-измерительных приборов и автоматики на вращающейся печи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Трубаев П.А., Кузнецов В.А., Беседин П.В. Методы компьютерного моделирования горения и теплообмена во вращающихся печах. – Белгород: Изд-во БГТУ: БИЭИ, 2008. – 230 с.
2. Гамей А.И. и др. // Черная металлургия: Бюл. ин-та «Черметинформация». 2002. № 6. С. 3 – 5.
3. Антонов Г.Л. и др. // Сталь. 2008. № 9. С. 41 – 44.
4. Меркер Э.Э., Харламов Д.А., Ансимов А.А. // Черная металлургия: Бюл. ин-та «Черметинформация». 2011. № 7. С. 78 – 81.
5. Меркер Э.Э., Харламов Д.А., Ансимов А.А. Сб. тр. III Всерос. научно-практич. конф. «Моделирование, программное обеспечение и наукоемкие технологии в металлургии». – Новокузнецк: СибГИУ, 2011. С. 318 – 324.
6. Тройб С.Г. Контроль коэффициента избытка воздуха. – М: Металлургиздат, 1956. – 245 с.
7. Меркер Э.Э., Харламов Д.А., Ансимов А.А. Пути повышения эффективности сжигания топлива во вращающихся печах: В сб. тр. «Современная металлургия, начало нового тысячелетия». – Липецк: ЛГТУ, 2008. С. 134 – 138.

© 2013 г. А.А. Ансимов, Э.Э. Меркер, Д.А. Харламов
Поступила 9 ноября 2012 г.

УДК 621.98:539.37

В.П. Романенко, А.А. Золотарев, Д.В. Сизов

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВИНТОВОЙ ПРОШИВКИ СПЛОШНЫХ ЗАГОТОВОК БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА В ДВУХВАЛКОВОМ СТАНЕ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Аннотация. На основе результатов компьютерного моделирования в программном комплексе Deform 3D показана возможность получения полых колесных заготовок из гильз, полученных на станах винтовой прокатки. Представлены результаты моделирования операции винтовой прошивки крупных слитков в двухвалковом стане винтовой прокатки.

Ключевые слова: компьютерное моделирование; формоизменение металла; винтовая прошивка.

LARGE DIAMETER MONOLITE ROUND BILLETS TWO-ROLL SCREW PIERCING MODELLING WITH FINITE ELEMENTS METHOD

Abstract. On the basis of results of computer modeling in program complex Deform 3D the possibility of production of hollow wheel billets from pipes obtained by helical rolling mills are shown. Results of modeling operations of screw broaching large ingots on a two-roll helical rolling mill are presented.

Keywords: computer modeling, metal forming, screw broaching.

Одним из перспективных направлений повышения эксплуатационного ресурса железнодорожных колес является использование предварительно деформированной колесной заготовки. Анализ способов деформирования (например, ковка, продольная прокатка и др.) крупных слитков и непрерывнолитых заготовок диам. 440 – 500 мм показал, что наиболее приемлемым для этой цели является винтовая прокатка, прошивка.

Установлено, что процесс винтовой прокатки, прошивки характеризуется высокими сдвиговыми деформациями, которые интенсивно раздробляют исходную дендритную структуру металла даже при небольших обжатиях [1]. Таким образом, винтовая прошивка является новым высокоэффективным процессом получения полых колесных заготовок с интенсивно проработанной структурой литого металла и повышенными пластическими свойствами [2].

Исследованию процесса винтовой прошивки заготовок посвящено много работ как отечественных, так и зарубежных авторов. В настоящее время получило развитие построение математических и компьютерных моделей процессов ОМД и, в частности, винтовой прокатки, прошивки в системах инженерного анализа Q Form, Deform 3D, ANSYS и др. [3]. В работе [3] представлена математическая модель процесса винтовой прошивки полой заготовки диам. 474 мм с малым осевым отверстием при больших обжатиях в особотолстенные гильзы в двухвалковом стане винтовой прокатки; рассмотрены основные этапы формоизменения и проанализировано напряженно-деформированное состояние металла в процессе деформации и после прошивки.

В настоящей работе разработано компьютерное моделирование процесса винтовой прошивки сплошных заготовок большого диаметра в двухвалковом стане винтовой прокатки с соотношением наружного диаметра гильзы к толщине стенки $D/S = 3,2$ на основе метода конечных элементов и Лагранжева описания движения сплошной среды [4, 5].

Для математического моделирования процессов ОМД была выбрана FEM CAD система Deform 3D [6].

В процессе исследования определялись параметры напряженно-деформированного состояния металла, накопленная степень деформации по объему заготовки, характер развития деформации, время прошивки, геометрия входной и выходной утяжек, геометрические размеры конечной гильзы (наружный и внутренний диаметр, длина), температурные поля, энергосиловые параметры. Значительное внимание в работе уделяется значениям накопленной степени деформации и полям распределения деформаций по объему заготовки как показателям, контролирующим проработку структуры металла [7]. Данная работа выполнена с целью дальнейшего сопоставления результатов компьютерного моделирования с реальным процессом винтовой прошивки заготовок большого диаметра в двухвалковом стане.

Одними из основных параметров, влияющих на накопленную степень деформации металла, являются величина обжатия заготовки валками в пережиме ϵ и коэффициент вытяжки μ [7].

Для достижения высоких степеней деформации при заданном внутреннем диаметре гильзы прошивку заготовок осуществляли с обжатием в пережиме 16 % на оправке диам. 160 мм.

При высоких значениях обжатия заготовки в пережиме валков в очаге деформации прошивного стана, например 15 – 20 %, возможно вскрытие осевой полости. В связи с этим очаг деформации строится таким образом, чтобы происходило ослабление центральной зоны, но макроразрушения отсутствовали. Оправка выдвигается на 140 мм за пережим валков в сторону подачи заготовки, что с учетом разворота валков на угол подачи дает обжатие перед носком оправки 8 %.

Расчеты показали, что для обеспечения обжатия в пережиме 16 % необходимо выполнить калибровку входного участка валков с большими углами конусности (для углов подачи $\beta = 10 - 15^\circ$ угол $\varphi = 6 \div 8^\circ$), что будет затруднять захват заготовки валками. В связи с этим предложена калибровка вала с тремя участками: участок захвата (угол конусности 3°), участок повышенного обжатия (угол конусности 5°) и выходной участок с углом конусности 3° . Для улучшения условий вторичного захвата при компьютерном моделировании процесса прошивки на валках предусматривались насечки.

Калибровка рабочего инструмента и режим деформирования назначались в соответствии с рекомендациями, представленными в работе [8].

Использовались следующие параметры настройки станка:

- величина обжатия в пережиме $\varepsilon = 16 \%$;
- диаметр валков $D = 1000$ мм;
- длина бочки валка $L = 1000$ мм;
- угол входного конуса валков $\varphi_{\text{вх}} = 3^\circ$;
- угол конуса участка повышенного обжатия 5° ;
- угол выходного конуса валков $\varphi_{\text{вых}} = 3^\circ$;
- диаметр оправки $d = 160$ мм;
- выдвижение оправки за пережим 140 мм;
- отношение диаметра гильзы к толщине стенки $D/S = 3,2$;

- угол подачи $\beta = 12^\circ$;
- угол раскатки $\alpha = 0^\circ$;
- коэффициент овализации $\xi = 1,15$.

В программе SolidWorks были созданы трехмерные модели рабочего инструмента прошивного стана, их компоновка в пространстве в соответствии с заданными параметрами. Разработан рабочий инструмент, включающий рабочие валки, направляющие линейки, оправку, стержень, толкатель, входной и выходной желоба. После позиционирования рабочего инструмента и заготовки – построения очага деформации, сборка переносилась в рабочую среду Deform 3D. Компоновка рабочего инструмента прошивного двухвалкового стана со сплошной литой заготовкой большого диаметра представлена на рис. 1.

В соответствии с методом конечных элементов, геометрическая модель заготовки разбивается на конечные элементы (КЭ), представляющие собой тетраэдры, длина ребер которых находится в заданных пределах. Данные КЭ имеют одинаковые упругопластические свойства.

В постановке задачи винтовой прошивки приняты следующие допущения:

- рабочий инструмент прошивного стана является абсолютно жестким телом с постоянной температурой;
- трение между заготовкой и рабочим инструментом подчиняется закону сухого трения Амонтона–Кулона и коэффициент трения постоянен по всей поверхности контакта;
- материал обрабатываемого тела принят несжимаемым с постоянным по времени объемом.

При моделировании процесса прошивки заготовок использованы следующие исходные данные, введенные в препроцессор вычислительной системы Deform 3D.

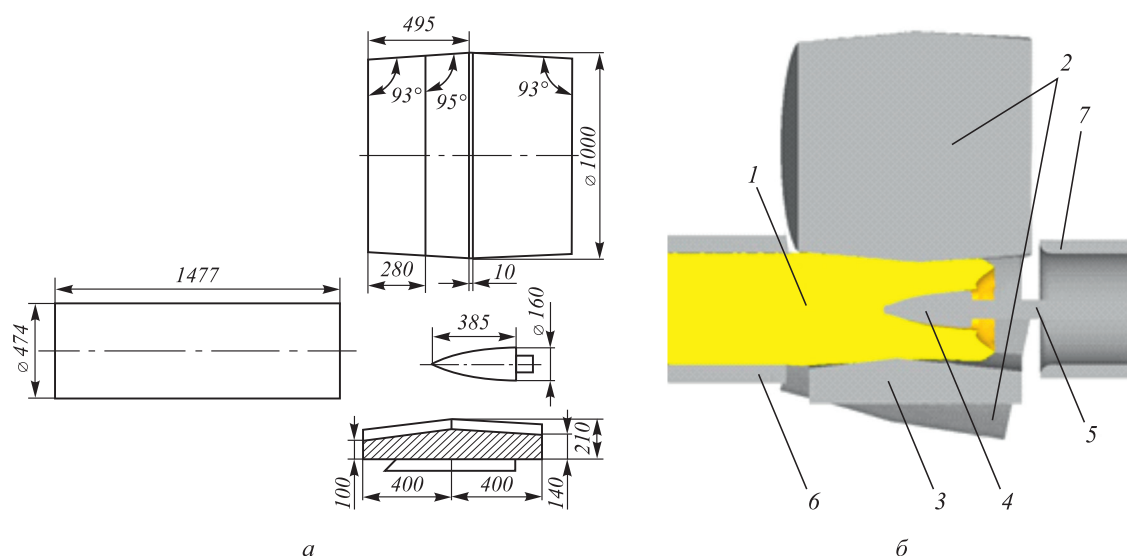


Рис. 1. Очаг деформации стана винтовой прокатки с геометрическими размерами (а) и в DEFORM 3D (б):

1 – заготовка; 2 – рабочие валки; 3 – направляющие линейки; 4, 5 – оправка со стержнем; 6 – входная проводка; 7 – выходная проводка

1. Вид технологического процесса:

- прошивка на двухвалковом стане винтовой прокатки сплошной заготовки.

2. Параметры заготовки:

- цилиндрическая сплошная заготовка размером 474×1422 мм;
- температура заготовки – 1200 °С;
- материал – сталь 60 по ГОСТ 7414 – 75;
- вид моделируемых процессов в заготовке – пластическая деформация.

3. Параметры инструмента:

- скорость вращения валков 60 об/мин;
- калибровка валков и геометрические параметры линеек соответствуют рекомендациям по калибровке рабочего инструмента;
- температура валков 30 °С, линеек, оправки, входного и выходного желобов, заталкивателя – 20 °С;
- материал смазки соответствует коэффициенту трения 0,25;
- параметр трения между заготовкой и валками – 0,7.

4. Вид разбиения заготовки:

- тип конечных элементов – тетраэдр;
- число элементов – 100 000;
- в приконтактных зонах заготовки с валками и оправкой установлены окна плотности конечных элементов.

Подача заготовки в раствор рабочих валков осуществлялась заталкивателем. В дальнейшем поступательное движение заготовки происходило за счет сил трения на контактной поверхности металла с валками.

На рис. 2 представлены основные этапы процесса прошивки заготовки: вторичный захват (*а*), установившаяся стадия (*б, в*), выход заготовки из очага деформации (*г, д*), полученная гильза (*е*).

На рис. 2 можно проследить изменение степени деформации по Мизесу в процессе прошивки. Вследствие чего можно заключить, что слиток почти весь претерпевает пластическую деформацию, причем деформация от оправки больше, чем от валков, что совпадает с результатами теоретического исследования [2]. Как результат была получена полая деформированная гильза с проработанной внутренней структурой, что и требовалось.

В сравнении с результатами, полученными при прошивке полой заготовки в работе [3], величины деформаций в приконтактных зонах заготовки к валкам и оправке больше на 10 – 20 %, а в центральной зоне на 20 – 25 %.

Представленный способ моделирования процесса прошивки заготовок в двухвалковом стане позволяет получить такие выходные данные, как распределение

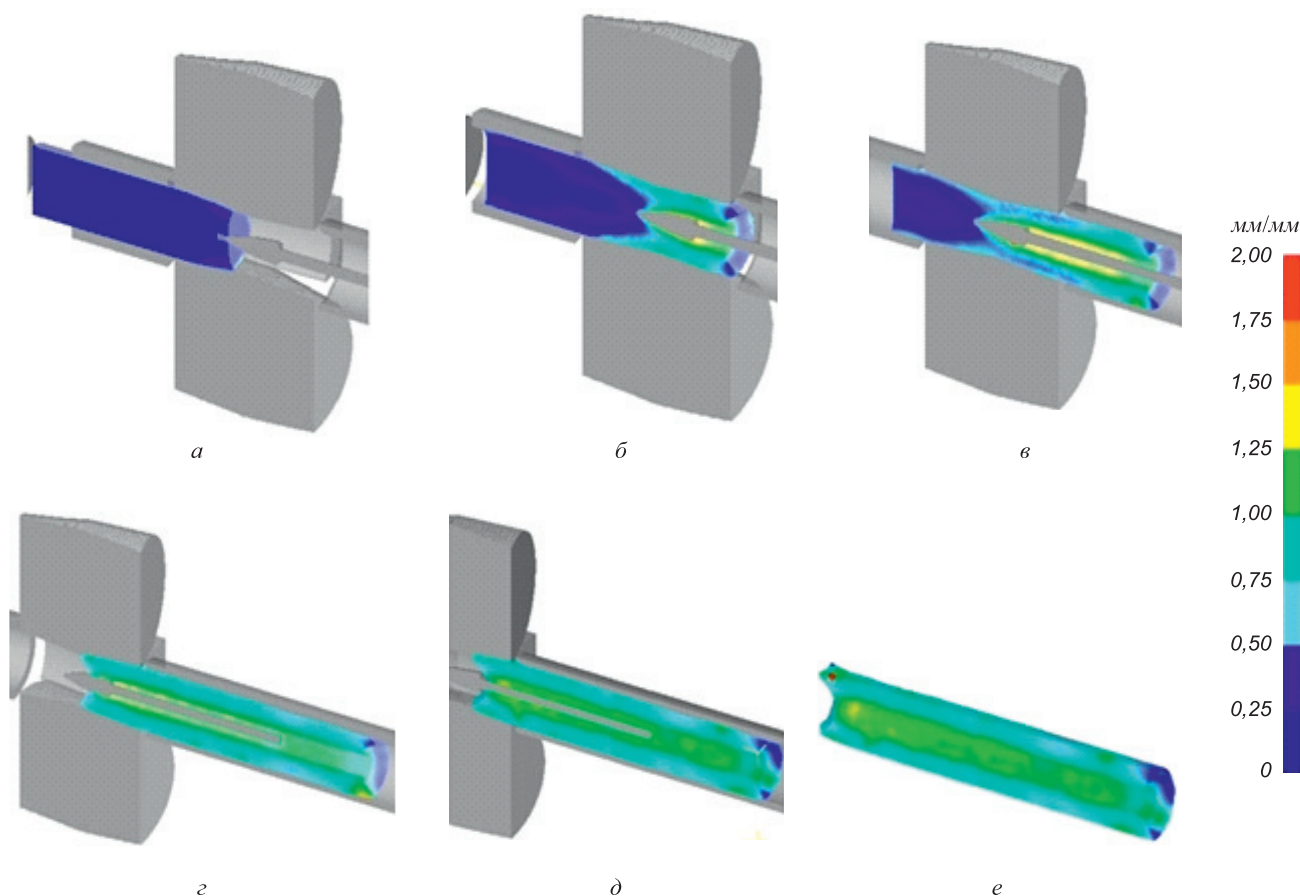


Рис. 2. Стадии формоизменения при прошивке сплошной заготовки с распределением полей деформации по Мизесу: вторичный захват (*а*); установившаяся стадия (*б, в*); выход заготовки из очага деформации (*г, д*); полученная гильза (*е*)

интенсивности деформаций, главные деформации (ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_3), нормальные деформации по осям, деформации сдвига, интенсивность напряжений, главные напряжения (σ_1 , σ_2 , σ_3), нормальные напряжения по осям, касательные напряжения, температурные поля, скорости деформаций, скорость изменения интенсивности деформаций [9], время контакта заготовки с валками, площадь заготовки, энергосиловые параметры, крутящие моменты, площадь контакта заготовки с валками и др.

Выводы. Разработана компьютерная модель процесса винтовой прошивки сплошных заготовок диам. 474 мм при повышенных обжатиях в особотолстенные гильзы с соотношением $D/S = 3,2$ в двух-валковом стане винтовой прокатки.

Изучение деформированного состояния по объему заготовки выявило следующие закономерности распределения деформации: наибольшие значения деформации по Мизесу находятся в приконтактных зонах с валками и оправкой, причем в осевых слоях (зона контакта с оправкой) деформации больше и достигают значений 1,8, а в периферийных слоях (зона контакта с валками) деформация достигает значения 1,1 (рис. 3). В средних слоях заготовки значение деформации достигает величины 0,9, что согласуется с результатами, полученными в работе [2].

Изучение характера распределения полей возникающих напряжений при прошивке выявило следующие закономерности: перед носком оправки в центральной зоне заготовки существуют растягивающие напряжения, ослабляющие ее, улучшая при этом условия внедрения и самоцентрирования оправки в очаге деформации (рис. 4, а, б); в приконтактной зоне к валкам присутствуют сжимающие напряжения (рис. 4, а, б, в), а вне контакта с ними – в сторону линеек – растягивающие (рис. 4, а, в); в зоне выхода гильзы из очага деформации присутствуют остаточные растягивающие напряжения (рис. 4, а, г), что согласуется с реальным процессом винтовой прошивки.

Разработанная модель процесса винтовой прошивки дополнительно с физическим моделированием позволяет более полно исследовать процессы прошивки с изучением распределения напряженно-деформированного состояния металла по зонам очага деформации, температурных условий при деформировании и других характеристик пластического формоизменения металла.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Потапов И.Н., Полухин П.И. Новая технология винтовой прокатки. – М.: Металлургия, 1990. – 400 с.

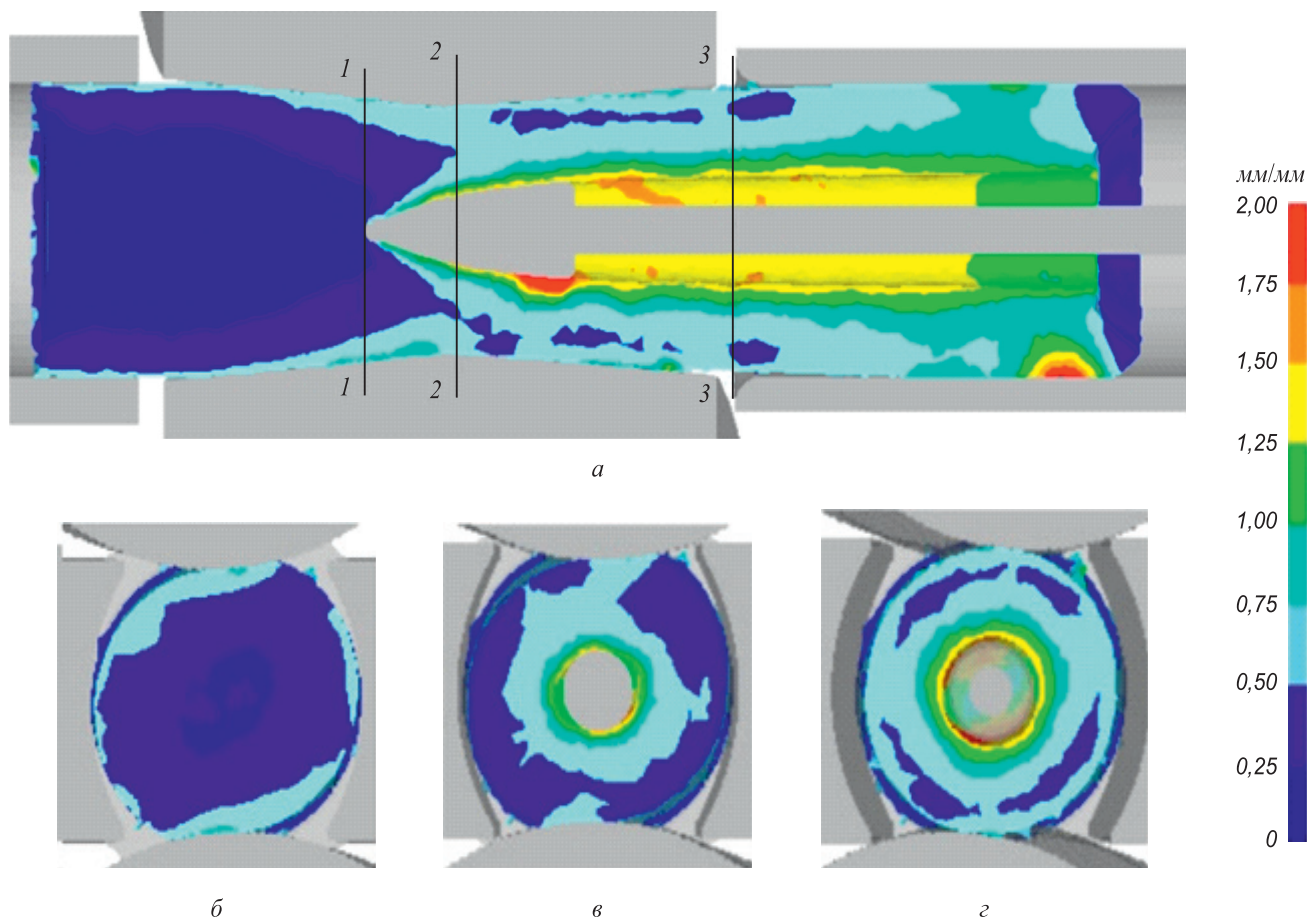


Рис. 3. Заготовка при установившейся стадии прошивки (а) и ее поперечные сечения 1–1 (б), 2–2 (в), 3–3 (г) с полями распределения деформаций по Мизесу

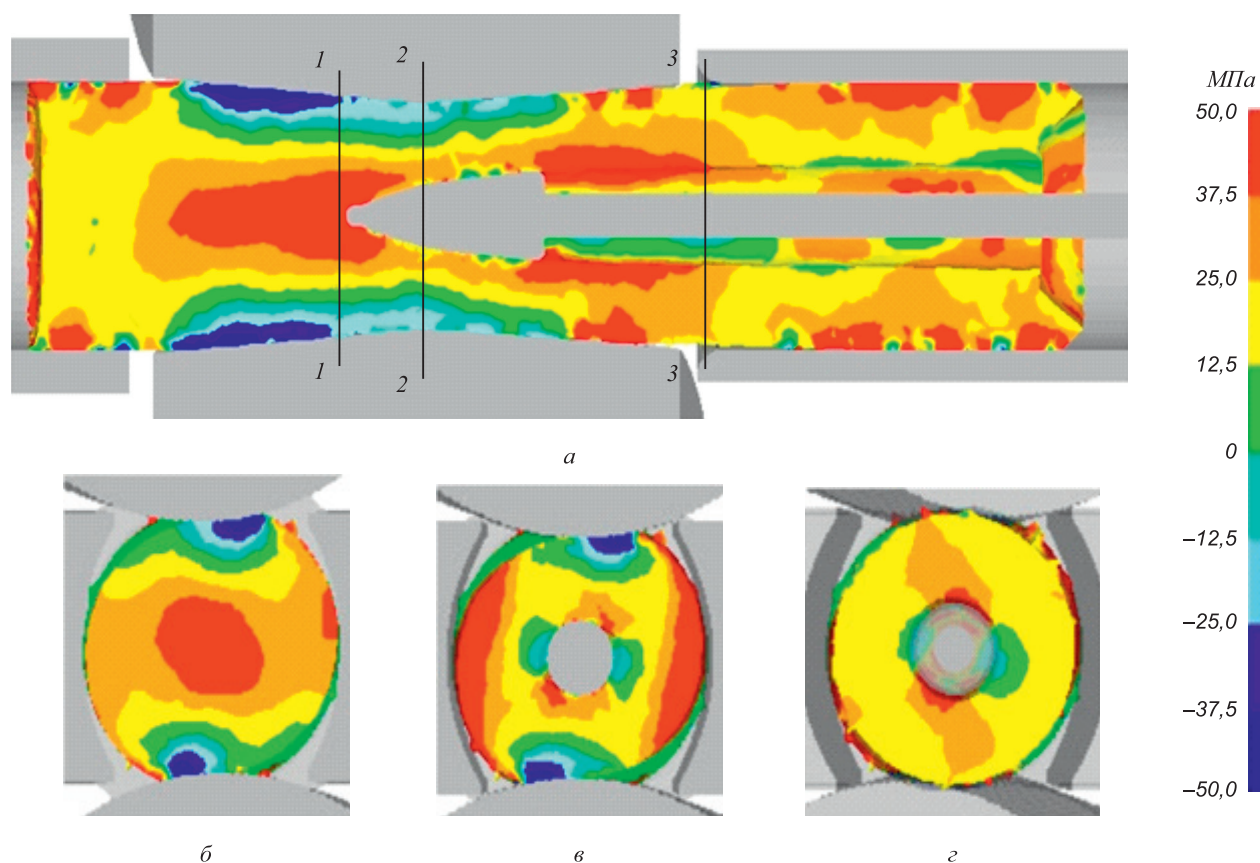


Рис. 4. Заготовка при установившейся стадии прошивки (а) и ее поперечные сечения 1–1 (б), 2–2 (в), 3–3 (г) с полями возникающих напряжений

2. Галкин С.П., Романцев Б.А. Неравномерность радиальных перемещений и деформации при прошивке в стане винтовой прокатке // Производство проката. 2009. № 9.
3. Романенко В.П., Сизов Д.В. Моделирование процесса винтовой прошивки заготовок большого диаметра в двухвалковом стане методом конечных элементов // Изв. вуз. Черная металлургия, 2011. № 3.
4. Ильюшин А.А. Пластичность. – М.: Логос, 2004. – 390 с.
5. Галлагер Р. Метод конечных элементов. Основы. / Пер. с англ. – М.: Мир, 1984.
6. Гун Г.Я. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1983. – 351 с.
7. Обработка металлов давлением. Б.А. Романцев, А.В. Гончарук, Н.М. Вавилкин, С.В. Самусев. – М.: МИСиС, 2008. – 960 с.
8. Тетерин П.К. Теория поперечно-винтовой прокатки. – М.: Металлургия, 1971. – 368 с.
9. Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. Инженерные методы расчета операций пластической обработки материалов. 3-е изд., испр. и доп. – Л.: Машгиз, 1978. – 368 с.

© 2013 г. В.П. Романенко, А.А. Золотарев,
Д.В. Сизов

Поступила 18 февраля 2013 г.

К.К. Аунг, С.А. Ивлев

Национальный исследовательский технологический университет «МИСИС»

КИНЕТИКА РАСТВОРЕНИЯ АЗОТА И КИСЛОРОДА В ЛЕГИРОВАННЫХ РАСПЛАВАХ НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА В ОТСУТСТВИЕ КОНВЕКЦИИ ЖИДКОЙ ФАЗЫ

Аннотация. Капиллярным методом исследована кинетика совместной абсорбции азота и кислорода из газовой фазы расплавами на основе железа. Для определения по экспериментальным данным численных значений кинетических характеристик процесса абсорбции (коэффициента диффузии и константы скорости поверхностной реакции) использовано решение уравнения диффузии при краевых условиях III рода. Установлена зависимость коэффициентов диффузии от химического состава расплава, а также зависимость константы скорости химической реакции процесса абсорбции азота из газовой фазы от состава межфазной поверхности.

Ключевые слова: система газ–металл, легированные расплавы железа, абсорбция, азот, кислород, кинетический, диффузионный.

NITROGEN AND OXYGEN DISSOLUTION KINETICS IN IRON-BASED ALLOYED MELTS AT LIQUID PHASE CONVECTION ABSENCE

Abstract. Kinetic absorption of nitrogen and oxygen was simultaneous investigated in liquid iron alloys with capillary method from gas phase. For determination of characteristic process of kinetic absorption (diffusion coefficient and rate constant of surface reaction) was used in diffusion with boundary layer third equation by experimental computation of given data. Dependence of diffusion coefficient on chemical composition was determined. Dependence of rate constant of absorption of nitrogen from gas phase in chemical reaction process on interfacial surface compound was determined.

Keywords: gas-metal system, liquid iron alloys, absorption, nitrogen, oxygen, kinetic, diffusion.

Анализ имеющихся экспериментальных данных по кинетике абсорбции азота расплавами на основе железа показал, что наиболее обоснованные результаты удастся получить при постановке задачи абсорбции в общем виде, с учетом реакций, идущих на поверхности расплава [1]. Там же было установлено, что при прочих равных условиях на скорость растворения азота в железе негативное влияние оказывает кислород, всегда в том или ином количестве содержащийся в газовой фазе. С учетом сказанного отчетливее проявляется роль химического состава расплава как одного из факторов, определяющих кинетику абсорбции не только азота, но и кислорода.

Кинетику одновременной абсорбции азота и кислорода из газовой фазы расплавами железа, легированными хромом и никелем, при температуре 1600 °С исследовали капиллярным методом в диффузионной ячейке, смонтированной на базе печи сопротивления с графитовым нагревателем [2]. В опытах использовали проточную атмосферу из спектрально чистой газовой смеси N₂ с 1 % об. Н₂. Расход газа составлял 8,3·10⁻⁶ м³·с⁻¹ (0,5 ± 0,01 л·мин⁻¹). Среднее парциальное давление кислорода в газовой фазе, определенное по экспериментальным данным, составляло 7·10⁻⁶ Па. Для опытов использовали «чистое» железо, выплавленное без добавок легирующих элементов, а также сплавы железа с различным содержанием, % (по массе): хрома (2; 5) и никеля (10; 20), приготовленные из карбонильного

железа марки В-3 в вакуумной индукционной печи с магнетитовым тиглем. Состав сплавов определяли из условий невозможности образования оксидной фазы, прежде всего, на поверхности расплава.

Для описания одномерной диффузии в полубесконечной неподвижной среде в нестационарном режиме использовали решение уравнения диффузии с нелинейными краевыми условиями третьего рода [3].

Установили, что при постоянной температуре (1600 °С) основным фактором, влияющим на величину коэффициента диффузии азота и кислорода в легированных расплавах на основе железа, является их химический состав, для удобства выраженный в виде соответствующего коэффициента активности, рассчитанного по стандартной методике. На рис. 1, 2 представлены результаты определения коэффициентов диффузии азота и кислорода по полученным в данной работе и литературным [4] экспериментальным данным. Разброс значений укладывается в пределы точности определения коэффициента диффузии. Совместная обработка представленных результатов позволила вывести общие для широкого спектра сплавов эмпирические уравнения зависимости коэффициентов диффузии азота и кислорода от химического состава расплава:

$$D_N = (1,07 \pm 0,17) \cdot 10^{-5} e^{(2,06 \pm 0,18)f_N}, R = 0,87; \quad (1)$$

$$D_O = (5,45 \pm 0,39) \cdot 10^{-6} e^{(3,19 \pm 0,47)f_O}, R = 0,78, \quad (2)$$

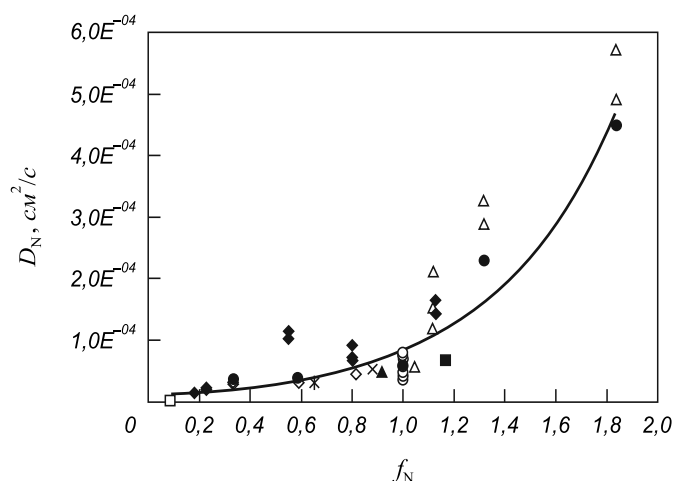


Рис. 1. Зависимость коэффициента диффузии азота от состава расплава при 1600 °C:

1 – настоящая работа; 2 – 10 – литературные данные [4]:
2 – Fe; 3 – Fe-Si; 4 – Fe-Mn; 5 – Fe-Al; 6 – Fe-V; 7 – Fe-Ti;
8 – Fe-Cr; 9 – Fe-Ni; 10 – Fe-Cr-Ni
1 – ●; 2 – ○; 3 – ■; 4 – ▲; 5 – ×; 6 – ✱; 7 – □; 8 – ◇; 9 – △; 10 – ◆

где D_N , D_O – коэффициент диффузии соответственно азота и кислорода в расплаве данного состава, $\text{cm}^2 \cdot \text{c}^{-1}$; f_N , f_O – коэффициент активности соответственно азота и кислорода в расплаве данного состава.

Установили, что константа скорости реакции азота на поверхности легированного расплава железа (k_N) зависит от состава межфазной поверхности (рис. 3). Расчет состава границы раздела фаз [5] сделали в предположении о достижении равновесия между приповерхностным слоем и поверхностью жидкого металла в условиях диффузионного эксперимента. Зависимость k_N от содержания поверхностно-активных примесей, а также иных компонентов расплава, влияющих на термодинамическую активность азота, имеет вид:

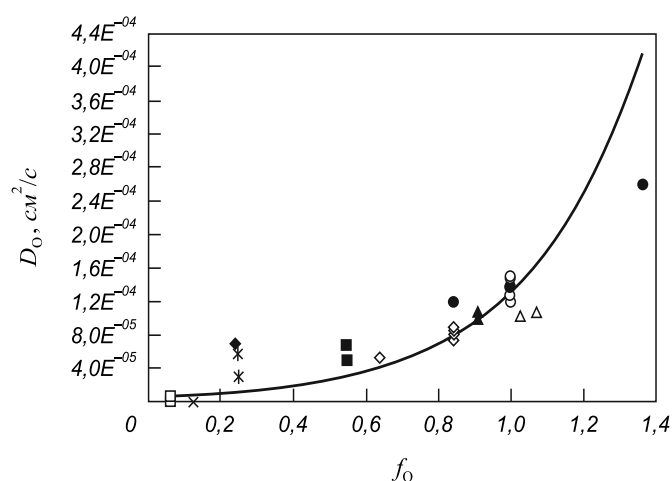


Рис. 2. Зависимость коэффициента диффузии кислорода от состава расплава при 1600 °C:
(обозначения см. на рис. 1)

$$k_N = 3,27 \cdot 10^{-3} (f_N^w)^{(-0,94 \pm 0,63)} (N_O^w + 0,5 N_S^w)^{(-3,85 \pm 0,79)}, R = 0,95, \quad (3)$$

где f_N^w – коэффициент активности азота, определенный с учетом состава поверхности расплава; N_O^w , N_S^w – содержание соответственно кислорода и серы на поверхности расплава, выраженное в мольных долях.

В отсутствие надежной информации о кинетике адсорбционно-кинетической стадии процесса абсорбции азота неперемешиваемыми легированными расплавами достоверность данных по k_N и полученной зависимости может быть подтверждена совпадением (в пределах точности определения) значений D_N и D_O , полученных в настоящей работе, с наиболее надежными литературными данными.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Ивлев С.А. Исследование взаимодействия азота с расплавами на основе железа в системах с различной окисленностью и разработка методов регулирования его содержания: Дисс. ... канд. техн. наук. – М.: МИСиС, 2005. – 137 с.
2. Ивлев С.А., Аунг К.К. Лабораторная установка и методика исследования кинетики массообменных процессов в системе газ – жидкий металл // Сб. тр. Междунар. научно-практич. конф. «Современные направления теоретических и прикладных исследований 2012». Вып. 1. Т. 7. – Одесса: Купrienko, 2012. С. 36 – 43.
3. Ивлев С.А., Аунг К.К., Свяжин А.Г. Исследование кинетики абсорбции азота расплавами железа с использованием двухстадийной модели массообмена. Перспективы развития техники и технологий в XXI веке. Под ред. С.В. Купrienko – Одесса: Купrienko, 2012. – 177 с.
4. Лепинских Б.М., Кайбичев А.В., Савельев Ю.А. Диффузия элементов в жидких металлах группы железа. – М.: Наука, 1974. – 191 с.
5. Григорян В.А., Белянчиков Л.Н., Стомахин А.Я. Теоретические основы электросталеплавильных процессов. – М.: Металлургия, 1979. – 256 с.

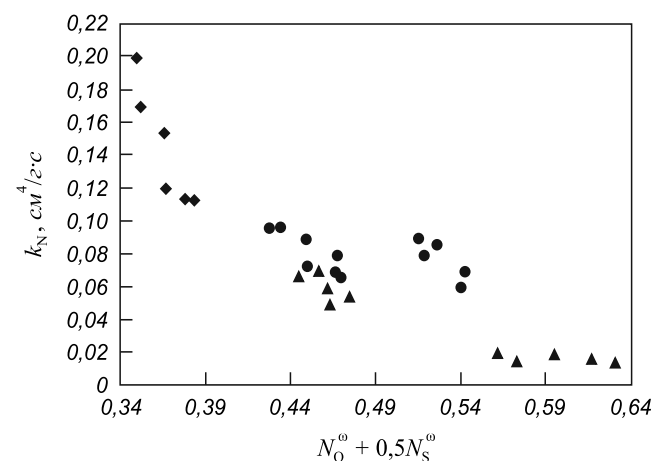


Рис. 3. Зависимость константы скорости поверхностной реакции растворения азота в неперемешиваемых расплавах на основе железа при 1600 °C от содержания кислорода и серы на межфазной поверхности, выраженного в мольных долях:

1 – Fe; 2 – Fe-Cr; 3 – Fe-Ni
1 – ◆; 2 – ●; 3 – ▲

УДК 621.774.35:621.789

Т.Я. Малышева, А.А. Сухарева, Д.Б. Макеев

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ КРАСНЫХ ШЛАМОВ ПРИ ТЕРМООБРАБОТКЕ В ОКИСЛИТЕЛЬНОЙ АТМОСФЕРЕ

Аннотация. Исследование позволяет утверждать, что красные шламы активизируют процессы упрочнения окатышей на стадиях твердо- и жидкофазного спекания.

Ключевые слова: красные шламы, окатыши, гематит, ферриты, кремний-щелочные силикаты.

RED MUD PHASE TRANSFORMATIONS AT HEAT TREATMENT IN OXIDIZING ATMOSPHERE

Abstract. The study suggests that the active processes of red mud pellets for hardening stages of solid-and liquid-phase sintering.

Keywords: red mud, pellets, hematite, ferrites, silicon-alkali silicates.

Красные шламы (КШ) являются отходами глиноземного производства, образующимися при переработке бокситов. В настоящее время в мировом масштабе количество накопленных отходов исчисляется сотнями миллионов тонн. Большое количество железа в составе КШ допускает возможность их использования в черной металлургии в виде добавки в шихту для производства окатышей.

Однако в составе КШ помимо железа содержится определенное количество нерудных компонентов в виде оксидов кальция, кремния, алюминия и щелочей. В этом случае при обжиге окатышей КШ могут быть использованы в роли расплавообразующей добавки, особенно при производстве низкоофлюсованных окатышей из концентратов тугоплавких руд, например, железистых кварцитов Курской магнитной аномалии.

Поскольку анализ предварительных результатов обжига окатышей свидетельствует о том, что добавка КШ в шихту для производства окатышей повышает их физико-механические свойства, в лабораторных условиях были проведены спекания брикетов КШ из отходов

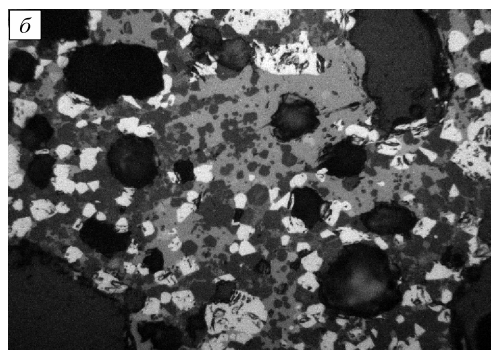
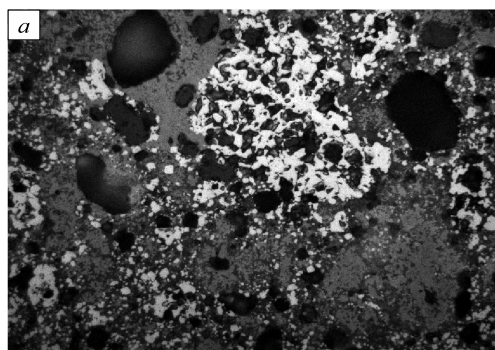
Уральского алюминиевого завода. Химический состав КШ, % (по массе) приведен ниже:

SiO ₂	CaO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	Na ₂ O	K ₂ O	
14,50	10,85	12,80	46,70	4,70	0,24	
TiO ₂	MgO	MnO	P ₂ O ₅	V ₂ O ₅	C	S
4,70	0,78	0,74	0,76	0,15	0,69	0,83

Опыты проводились в условиях, максимально приближенных к температурно-временным режимам, существующим на горно-обогатительных комбинатах. Брикет КШ спекались в муфельной печи на воздухе:

- нагрев со скоростью 70 град/мин;
- выдержка в течение 20 мин при температурах от 800 до 1300 °С через каждые 100 град;
- медленное охлаждение брикетов со скоростью 100 град/мин.

Методом оптического анализа установлено, что на стадии твердофазного спекания (800 – 1000 °С) мелкая фракция КШ к уровню температуры 1000 °С превратилась в плотную феррито-силикатную массу (см. рисунок, а).



Порядок фазовых превращений при окислительном обжиге КШ: на стадиях твердофазного (а) и жидкофазного (б) спекания. Отраженный свет, ×500

На заключительной стадии обжига (1100 – 1300 °С) в составе КШ между появившимися минеральными фазами завершилось перераспределение компонентов шихты. Вне реакции упрочнения в составе крупной фракции остаются обломки зерен гематита и перовскита.

Оптическим и рентгеноспектральным методами исследования на месте феррито-силикатной массы диагностированы новообразования трех минеральных фаз: ферритной и двух силикатных, различающихся по отражательной способности и морфологической форме кристаллов (см. рисунок, б).

Анализ состава минеральных фаз свидетельствует о том, что:

- трехвалентное железо является основным «строителем» ферритной фазы;
- оксид кальция присутствует во всех оптически наблюдаемых фазах КШ;
- оксиды кремния и алюминия входят в состав силикатных и ферритных фаз;

– щелочные компоненты шихты целиком переходят в железокальциевые силикаты.

По предварительным данным кремний-щелочные силикаты представляют собой сложные твердые растворы минералов группы мелилита и скаполита.

Фазовые превращения КШ в интервале температур, соответствующих температурам в зонах подгрева и обжига на промышленных машинах позволяют утверждать, что добавка в железорудную шихту окатышей КШ способствует активным процессам ферритообразования на стадии твердофазного спекания шихты и расплавообразования на этапе жидкофазного упрочнения окатышей, что является основной причиной роста прочности готовой продукции.

© 2013 г. Т.Я. Малышева, А.А. Сухарева,
Д.Б. Макеев

Поступила 4 февраля 2013 г.

УДК 669.15:539.12.04:620.186

Л.П. Бащенко¹, Ю.Ф. Иванов², Е.А. Будовских¹

¹ Сибирский государственный индустриальный университет

² Институт сильноточной электроники СО РАН (г. Томск)

МОДИФИКАЦИЯ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ ТИТАНА VT1-0 ПРИ ЭЛЕКТРОВЗРЫВНОМ КАРБОБОРИРОВАНИИ И ЭЛЕКТРОННО-ПУЧКОВОЙ ОБРАБОТКЕ

Аннотация. Методами сканирующей электронной микроскопии и измерения микротвердости изучены особенности влияния импульсно-периодической электронно-пучковой обработки на структуру зоны электровзрывного карбоборирования технически чистого титана. Установлено, что обработка приводит к сглаживанию рельефа поверхности и высокого градиента микротвердости в тонком поверхностном слое. Уровень микротвердости в глубине зоны упрочнения уменьшается, но глубина этой зоны увеличивается.

Ключевые слова: технически чистый титан, электровзрывное карбоборирование, электронно-пучковая обработка, структура, микротвердость.

MODIFICATION OF THE TITANIUM VT1-0 SURFACE LAYERS STRUCTURE AFTER ELECTROEXPLOSIVE CARBOBORONIZING AND ELECTRON-BEAM TREATMENT

Abstract. By scanning electron microscopy and microhardness measurement the characteristics affecting the structure zone electroexplosive carboborizing commercially pure titanium VT1-0 repetitively pulsed electron-beam treatment are investigated. The treatment leads to a smoothing of the surface relief and high gradient of microhardness in the thin surface layer. The level of microhardness on depth of hardening zone decreases, but the depth of hardening zone increases.

Keywords: technically pure titanium, electroexplosive carboborizing, electron-beam treatment, structure, microhardness.

Перспективным направлением модификации структуры, и как следствие, функциональных свойств поверхности деталей и инструмента является использование концентрированных потоков энергии [1 – 4]. Методами, в которых используются концентрированные потоки энергии, в частности являются электровзрывное легирование (ЭВЛ) [5, 6] и обработка поверхности низкоэнергетическими сильноточными электронными пуч-

ками. В ряде работ [7 – 10] эти виды обработки были использованы совместно. При воздействии импульсных многофазных плазменных струй продуктов электрического взрыва проводников на поверхность обрабатываемого материала происходит быстрый нагрев ее выше температуры плавления, легирование расплава и последующая самозакалка. Использование порошковых навесок как легирующих веществ, которые размещаются

в области взрыва и переносятся на облучаемую поверхность при ЭВЛ, позволяет формировать поверхностные слои с различным фазовым составом и широким спектром необходимых свойств. Последующая электронно-пучковая обработка (ЭПО) приводит к выравниванию рельефа поверхности легирования, более однородному распределению легирующих элементов по глубине и площади легирования, дополнительной стабилизации структуры и фазового состава.

Целью настоящей работы являлся анализ особенностей формирования структуры зоны упрочнения технически чистого титана BT1-0 путем электровзрывного карбоборирования и последующей электронно-пучковой обработки.

В качестве материала основы использовали технически чистый титан BT1-0. Образцы имели форму шайб толщиной 5 и диам. 20 мм.

Электровзрывное карбоборирование осуществляли на лабораторной электровзрывной установке ЭВУ 60/10 [6]. Для формирования плазменной струи использовали углеродную ленту марки ЛУ-П/0,1-50 производства ОАО «Аргон» (г. Балаково), на которой размещали навеску порошка аморфного бора марки Б-99В массой 50 мг. Режим обработки обеспечивал поглощаемую плотность мощности $5,5 \text{ ГВт/м}^2$. Электронно-пучковую обработку поверхности легирования образцов осуществляли на лабораторной установке «Соло» Института сильноточной электроники СО РАН при следующих параметрах воздействия: плотность энергии пучка 50 Дж/см^2 , длительность импульса воздействия 100 мкс, число импульсов и частота их следования 10 имп. и 0,3 Гц соответственно.

Анализ структуры поверхности зоны комбинированного упрочнения и ее поперечного сечения проводили методом сканирующей электронной микроскопии на приборе LEO EVO 50. Микротвердость определяли с использованием микротвердомера HVS-1000A с точностью $\pm 10 \%$.

Исследования структуры поверхности зоны комбинированного упрочнения на макро- и микроуровнях показали, что структура неоднородна. На макроуровне выявлена высокая шероховатость – наблюдается структура «холмистого типа» (рис. 1, а), присутствуют кратеры и трещины. Выявлены области, содержащие вкрапления не полностью растворившихся в расплаве частиц углеродных волокон и бора.

Исследования на микроуровне показали, что большую часть поверхности обработки занимает структура дендритной кристаллизации. Области с такой структурой характеризуются наличием микротрещин (рис. 1, б).

При исследовании поперечных шлифов установлено, что толщина модифицированных слоев достигает 170 мкм (рис. 2, а). В этих слоях наблюдаются отдельные глобулярные включения не до конца растворившегося порошка бора. Вблизи поверхности размеры крис-

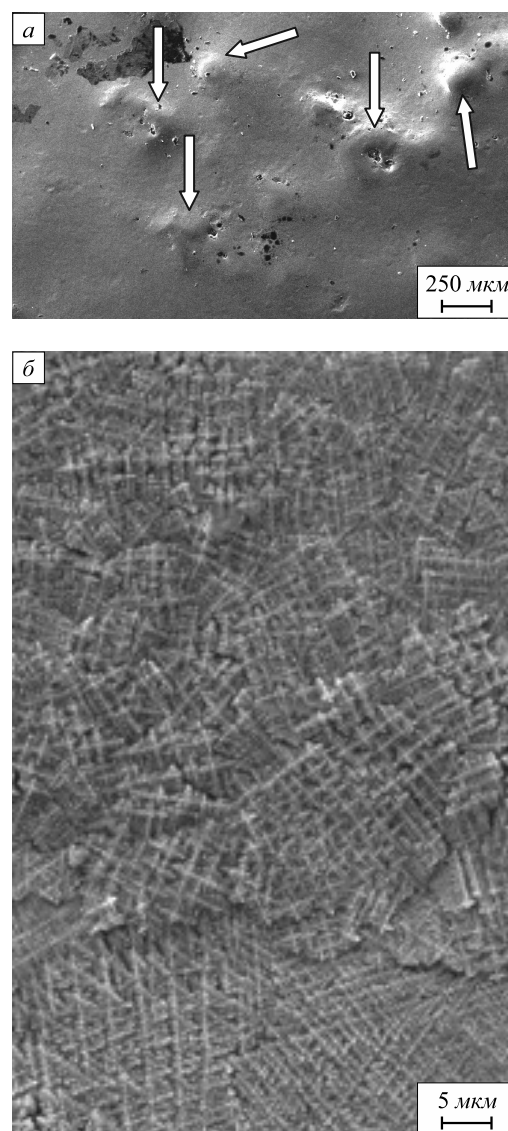


Рис. 1. Изображение (сканирующая электронная микроскопия) поверхности образца BT1-0, подвергнутого комбинированной обработке, на макроуровне (а) и на микроуровне (б)

таллитов дендритной структуры составляют 0,3 мкм; в глубине структура более грубая, размеры кристаллитов увеличиваются до 0,75 мкм (рис. 2, б).

Измерения микротвердости показали, что на глубине ее уровень составляет 1200–1400 HV, что в шесть – семь раз выше, чем микротвердость основы. В то же время непосредственно после ЭВЛ наблюдается образование тонкого (толщиной до 3–5 мкм) слоя на поверхности, микротвердость которого составляет 2900 HV, а в глубине – 2100 HV [11]. Ранее аналогичное влияние ЭПО было выявлено при обработке поверхности стали 45 после электровзрывного боромеднения [12]. Объяснить такое влияние можно особенностями структуры и строения импульсной многофазной плазменной струи, служащей инструментом воздействия на поверхность при ЭВЛ. Продукты взрыва представляют собой многофазную систему, включающую как плазменный компонент, так и конденсированные час-

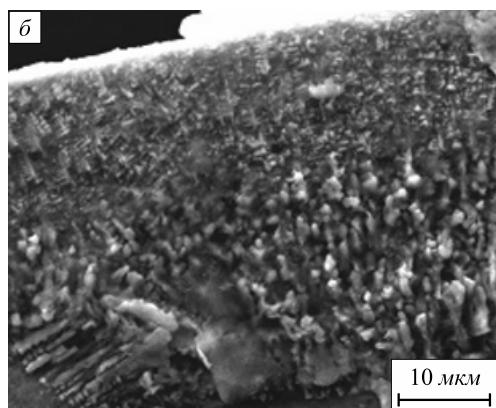
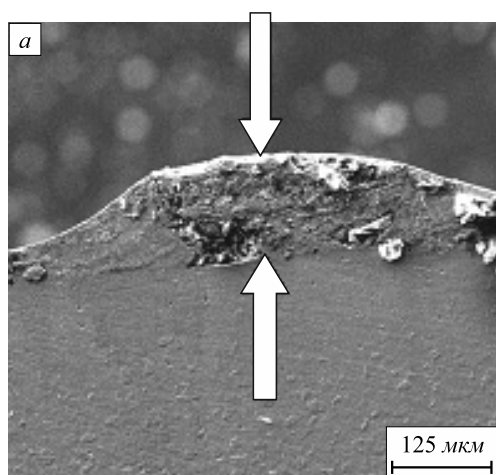


Рис. 2. Структура поперечного сечения образца BT1-0, подвергнутого комбинированной обработке, на макроуровне (а) и на микроуровне (б)

тицы различной дисперсности [6]. При распространении струи в пространстве конденсированные частицы отстают от плазменного компонента [6], поэтому при ее нормальном натекании на облучаемую поверхность сначала происходит плазменный нагрев и оплавление материала подложки, а затем – осаждение на облучаемой поверхности частиц из тыла струи. Это приводит к тому, что на поверхности формируется несплошное покрытие с развитым рельефом, а под ним – тонкий нанокompозитный слой с высокой степенью легирования [6] и высоким уровнем микротвердости. Очевидно, импульсно-периодическое переплавление поверхности легирования при ЭПО приводит к объединению слоя

покрытия и нанокompозитного поверхностного слоя с более глубокими слоями, а также увеличение глубины зоны упрочнения. Однако уровень микротвердости в этой зоне понижается.

Выводы. Установлено, что электронно-пучковая обработка поверхности титана после электровзрывного карбоборирования приводит к сглаживанию рельефа поверхности обработки и высокого градиента микротвердости в тонком поверхностном слое. Уровень микротвердости в глубине зоны упрочнения уменьшается от 2100 до 1300 HV, но глубина зоны упрочнения увеличивается от 80 до 170 мкм.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Перспективные радиационно-пучковые технологии обработки материалов: Учеб. пособие / В.А. Грибков, Ф.И. Григорьев, Б.А. Калинин и др. – М.: Круглый год, 2001. – 528 с.
2. Григорьянц А.Г., Шиганов И.Н., Мисюрин А.И. Технические процессы лазерной обработки. – М.: изд. МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2006. – 664 с.
3. Астапчик С.А., Голубев В.С., Маслаков А.Г. Лазерные технологии в машиностроении и металлообработке. – Минск: Белорусская наука, 2008. – 251 с.
4. Тюрин Ю.М., Жадкевич М.Л. Плазменные упрочняющие технологии. – Киев: Наукова Думка, 2008. – 266 с.
5. Будовских Е.А., Карпий С.В., Громов В.Е. // Изв. РАН. Сер. физ. 2009. Т. 73. № 9. С. 1324 – 1327.
6. Физические основы электровзрывного легирования металлов и сплавов / А.Я. Багаутдинов, Е.А. Будовских, Ю.Ф. Иванов, В.Е. Громов. – Новокузнецк: изд. СибГИУ, 2007. – 301 с.
7. Карпий С.В., Морозов М.М., Будовских Е.А. и др. // Успехи физики металлов. 2010. Т. 11. С. 1 – 21.
8. Структура, фазовый состав и свойства поверхностных слоев титана после электровзрывного легирования и электронно-пучковой обработки / Ю.Ф. Иванов, В.Е. Громов, Е.А. Будовских и др. // Новокузнецк: «Интер-Кузбасс», 2012. – 435 с.
9. Иванов Ю.Ф., Громов В.Е., Соскова Н.А. и др. // Изв. РАН. Сер. физ. 2012. Т. 76. № 11. С. 1393 – 1399.
10. Коваль Н.Н., Иванов Ю.Ф. // Изв. вуз. Физика. 2008. № 5. С. 60 – 70.
11. Бащенко Л.П., Райков С.В., Иванов Ю.Ф. и др. // Металлургия: технология, управление, инновации: Тр. Всерос. науч.-практ. конф. – Новокузнецк: изд. СибГИУ, 2012. С. 74 – 76.
12. Ващук Е.С., Будовских Е.А., Райков С.В., Громов В.Е. // Фундаментальные проблемы современного материаловедения. 2013. Т. 10. № 1. С. 68 – 71.

© 2013 г. Л.П. Бащенко, Ю.Ф. Иванов,
Е.А. Будовских

Поступила 8 февраля 2013 г.

СОДЕРЖАНИЕ

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

Кириллова Н.Л., Радюк А.Г., Титлянов А.Е., Горбатьук С.М. Использование газотермического покрытия и обмазки для совершенствования работы воздушных фурм доменных печей	3
--	---

ИНЖИНИРИНГ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Тюрин В.А., Батыев Д.В. Оценка адекватности моделирования процесса производства колец	8
Орлов Г.А. Инженерная оценка обрабатываемости металлов давлением	11
Серебряков Ал.В., Слесарев А.И., Серебряков Ан.В. Адгезионное разрушение поверхностного слоя металла в контакте трения инструмент–металл	14
Самусев С.В., Люскин А.В., Романцов А.И., Жигунов К.Л., Фортунатов А.Н. Разработка методики расчета параметров инструмента для унификации групп сварных труб на участке кромкогибочных прессов	20
Гурьянов Г.Н., Железков О.С. Неоднородность деформации материальных волокон в рабочем конусе волоки	22

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

Лаптев А.И., Степарева Н.Н., Полушин Н.И., Сорокин М.Н. Изучение химического взаимодействия в процессе изготовления алмазного камнерезного инструмента	27
Шарыбин С.И., Клюев А.В., Столбов В.Ю. Идентификация параметров сложной зерновой структуры металлов и сплавов	34

Окороков Б.Н. Применение расширенного принципа Ле-Шателье–Брауна к процессу окисления углерода в конвертерной ванне. Часть II.	38
---	----

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Фомин С.Я. Разработка диалоговой гибкой автоматизированной системы оперативного управления сложным многооперационным производством	48
Ансимов А.А., Меркер Э.Э., Харламов Д.А. Разработка компьютерной системы управления режимом сжигания топлива во вращающихся обжиговых печах	55
Романенко В.П., Золотарев А.А., Сизов Д.В. Моделирование процесса винтовой прошивки сплошных заготовок большого диаметра в двухвалковом стане методом конечных элементов ...	60

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

Аунг К.К., Ивлев С.А. Кинетика растворения азота и кислорода в легированных расплавах на основе железа в отсутствие конвекции жидкой фазы	65
Малышева Т.Я., Сухарева А.А., Макеев Д.Б. Фазовые превращения красных шламов при термообработке в окислительной атмосфере	67
Башенко Л.П., Иванов Ю.Ф., Будовских Е.А. Модификация структуры поверхностных слоев титана ВТ1-0 при электро-взрывном карбоборировании и электронно-пучковой обработке	68

CONTENS

METALLURGICAL TECHNOLOGIES

Kirillova I.D., Radyuck A.G., Titlyanov A.E., Gorbatyuck S.M. Gas-producing shielded coating and thermal covering use to improve blast furnaces air tuyers work	3
---	---

FERROUS METALLURGY ENGINEERING

Tyurin V.A., Batyaev D.V. Rings production process modelling ad-equation estimation	8
Orlov G.A. Plastic metal working engineering assessment	11
Serebryakov A.V., Slesarev A.I., Serebryakov A.V. Metal surface layer adhesion destruction at tool-metal torsion contact	14
Samusev S.V., Lyusckin A.V., Romantsov A.J., Jigunov K.L., Fortunatov A.N. Master measuring tools for welded tubes groups unification parameter calculation method working up	20
Gur'yanov G.N., Zhelezkov S.S. Die entrance bell material fibers deformation inhomogeneity	22

MATERIAL SCIENCE AND NANOTECHNOLOGIES

Laptev A.I., Stepareva N.N., Polushin N.I., Sorokin M.N. Chemical interactions at drill bits diamond tools production study	27
Sharibin S.I., Clyuev A.V., Stolbov V.Ya. Complex grain structure of metals and alloys identification	34

Okorockov B.N. Expanded Le-Shatellie-Brown principle application to carbon oxidation process in LD bath. Part II.	38
---	----

INFORMATION TECHNOLOGIES AND FERROUS METALLURGY AUTOMATIZATION

Fomin S.Ya. Operating data processing console system automated command processor development for large-scale operation production control. Report 1	48
Anisimov A.A., Mercker Ed.Ed., Kharlamov D.A. Management information system development to rotary roasting furnace fuel combustion process control	55
Romanenko V.P., Zolotariov A.A., Sizov D.V. Large diameter monolite round billets two-roll screw piercing modelling with finite elements method	60

BRIEF COMMUNICATIONS

Aung K.K., Ivlev S.A. Nitrogen and oxygen dissolution kinetics in iron-based alloyed melts at liquid phase convection absence	65
Malisheva T.Ya., Suskhareva A.A., Mackeev D.B. Red mud phase transformations at heat treatment in oxidizing atmosphere	67
Basshenko L.P., Ivanov Yu.F., Budovskikh E.A. Modification of the titanium VT1-0 surface layers structure after electroexplosive carboborizing and electron-beam treatment	68

Подписано в печать 03.04.2013. Формат 60×90 1/8. Бум. Офсетная № 1.
Печать цифровая. Усл. печ. л. 9,0. Заказ 3877.

Отпечатано в типографии Издательского Дома МИСиС.
119049, г. Москва, Ленинский пр-т, 4.
Тел./факс: (499) 236-76-17, 236-76-35