# МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕН ЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ 2013

Издается с января 1958 г. ежемесячно

МОСКВА • МИСИС • 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:

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

Л.П. МЫШЛЯЕВ, редактор раздела «Информационные технологии и автоматизация в черной металлургии» С.А. НИКУЛИН Г.С. ПОДГОРОДЕЦКИЙ Л.А. ПОЛУЛЯХ Ε.Β. ΠΡΟΤΟΠΟΠΟΒ 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 УДК 621.746

# Д.О. Бажуков, В.Д.Тутарова, Д.С. Сафонов

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Новотроицкий филиал)

# МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВОГО СОСТОЯНИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ СЛЯБОВОЙ ЗАГОТОВКИ С УЧЕТОМ КОНСТРУКЦИОННЫХ ОСОБЕННОСТЕЙ МНЛЗ

Аннотация. Рассмотрена математическая модель теплового состояния непрерывнолитой слябовой заготовки. Особенностью рассмотренной модели является явный учет схемы расположения форсунок и роликов в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок при задании граничных условий для уравнения теплопроводности. Полученная модель позволяет провести численный эксперимент с целью выявления способов совершенствования системы и режимов охлаждения заготовки.

Ключевые слова: математическая модель, тепловое состояние, непрерывнолитая заготовка, граничные условия третьего рода.

# SLAB CONTINUOUSLY CAST SEMIS HEAT STATE MATHEMATICAL MODELING WITH ACCOUNT FOR CONTINUOUS CASTING MACHINE CONSTRUCTION PECULIARITIES

*Abstract.* A mathematical model of the thermal state of the slab continuous casting billet. Feature of our model is the explicit consideration of arrangements of nozzles and rollers secondary cooling zone of continuous casting machine as boundary conditions for the heat equation. The resulting model allows us to conduct numerical experiments in order to identify ways to improve the system and cooling modes blank.

Keywords: mathematical model, the thermal state, billets, the boundary conditions of the third kind.

Качество непрерывнолитых стальных заготовок, получаемых в машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), во многом зависит от их теплового состояния в процессе разливки. Получение информации о динамике температуры поверхности заготовки в процессе затвердевания связано со значительными техническими сложностями и высокой стоимостью, а контроль температуры по сечению практически невозможен. Поэтому на текущий момент наиболее практичным средством оценки теплового состояния заготовки является использование аппарата математического моделирования, с помощью которого производится расчет температуры заготовки по ее сечению по ходу движения вдоль технологической оси МНЛЗ.

На данный момент уже классическим является способ описания теплового состояния заготовки при помощи уравнения теплопроводности, предложенный В.Т. Борисовым [1], в котором наличие двухфазной зоны учитывается с помощью введения эффективных величин теплофизических параметров:

$$\rho C_{3} \left( \frac{\partial t}{\partial \tau} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_{3} \frac{\partial t}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda_{3} \frac{\partial t}{\partial y} \right), \tag{1}$$

где  $\rho$  – плотность металла, кг/м<sup>3</sup>; t – температура, °С;  $C_3$  – эффективная теплоемкость, Дж/(кг·град);  $\lambda_3$  – эффективная теплопроводность, Вт/(м·град). Для расчета эффективных величин вводится относительное коли-

чество твердой фазы  $\psi$ , которое для заданной температуры определяется как

$$\psi = \frac{t_{\pi} - t}{t_{\pi} - t_{c}},\tag{2}$$

где  $t_{n}$  и  $t_{c}$  – температуры ликвидуса и солидуса, соответственно. Тогда значения эффективных величин можно рассчитать следующим образом:

$$C_{9} = \begin{cases} C_{\pi}, \ t > t_{\pi} \\ C_{T} \psi + C_{\pi} (1 - \psi) + L \frac{\partial \psi}{\partial t}, \ t_{c} \le t \le t_{\pi} \\ C_{T}, \ t < t_{c} \end{cases}$$
(3)

$$\lambda_{\mathfrak{I}} = \begin{cases} \lambda_{T} \psi + \lambda_{\mathfrak{K}} (1 - \psi), \ t_{c} \leq t \leq t_{\mathfrak{I}} \\ \lambda_{T}, \ t < t_{c} \end{cases}$$
(4)

где *L* – скрытая теплота кристаллизации, Дж/кг.

На поверхности заготовки задаются граничные условия третьего рода:

$$-\lambda_{3} \frac{\partial t}{\partial x}\Big|_{y=0, y=h} = \alpha \left(t_{\pi} - t_{c}\right), \ -\lambda_{3} \frac{\partial t}{\partial y}\Big|_{x=0, x=w} = \alpha \left(t_{\pi} - t_{c}\right), (5)$$

где  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup>·град);  $t_n$  – температура поверхности металла °С;  $t_c$  – температура среды, °C; *w* и *h* – ширина и толщина заготовки, м. Поскольку уравнение теплопроводности решается в двумерном виде, для сечения заготовки требуется задать четыре группы граничных условий – по числу граней заготовки.

В рассмотренных работах по моделированию теплового состояния заготовок [2 - 4] коэффициент теплоотдачи принимался постоянным для каждого сегмента зоны вторичного охлаждения (ЗВО), что является весьма грубым допущением. Характер теплоотдачи с поверхности заготовки сильно меняется по ходу перемещения расчетного сечения внутри секции ЗВО. На участках поверхности, непосредственно орошаемых при помощи водяных или водовоздушных форсунок (рис. 1, зона 1), а так же в местах контакта с водоохлаждаемыми роликами (рис. 1, зона 3) теплоотвод происходит значительно интенсивнее, чем на остальной площади (рис. 1, зона 2).

Было проведено исследование теплового состояния непрерывнолитой слябовой заготовки сечением 270×1200 мм при рабочей скорости вытягивания 0,8 м/мин, получаемой в условиях МНЛЗ № 2 электросталеплавельного цеха ОАО «Уральская Сталь».

Визуальный осмотр поверхности заготовки на выходе из бункера ЗВО (рис. 2) показал наличие захоложенной полосы в центральной части, образовавшейся, очевидно, в результате неравномерного охлаждения.

С целью изучения участков образования зон переохлаждения было проведено математическое моделирование затвердевания слябовой заготовки. Для учета различных условий теплоотдачи от заготовки в ЗВО и получения достоверных результатов моделирования, коэффициент теплоотдачи α задавался индивидуально для каждой точки поверхности на каждом временном



Рис. 1. Участки поверхности заготовки с различным характером теплоотдачи: *1 – 3 –* номера зон

шаге моделирования. Таким образом, коэффициент теплоотдачи был представлен функцией от координат точки поверхности заготовки, плотности орошения ее поверхности в данной точке и наличия контакта с роликом, приведенной ниже:

$$\alpha = \begin{cases} \alpha_{i} + k \cdot 1570 \cdot \omega(x, y)^{0.55} \times \\ \times (1 - 0,0075 \cdot (t_{\rm B} - 273, 15)) - \text{B зоне} \\ \text{непосредственного орошения;} \\ \alpha_{i} + \alpha_{p} - \text{B зоне контакта с роликами;} \end{cases} (6) \\ \alpha_{i} + \alpha \sigma \frac{t(x, y)_{\rm n}^{4} - t_{\rm c}^{4}}{t(x, y)_{\rm n} - t_{\rm c}} - \text{на остальных} \\ \text{участках поверхности.} \end{cases}$$

Здесь  $\omega(x, y)$  – локальная плотность орошения, л/(м<sup>2</sup>·с);  $\varepsilon$  – приведенный коэффициент черноты тела;  $\sigma$  – постоянная Стефана-Больцмана; x, y – координаты точки сечения заготовки; k – калибровочный коэффициент для учета особенностей конкретной МНЛЗ;  $t(x, y)_n$  – температура поверхности заготовки в указанной точке, °С;  $t_c$  – температура среды, °С. Указанный способ расчета коэффициента теплоотдачи на орошаемой поверхности предложен в работе [5].

Для расчета локальной плотности орошения  $\omega(x, y)$  поверхности принято допущение, что плотность орошения форсунки по линии факела распределена нормально, а при наложении факелов она суммируется. Протяженность области, орошаемой одной форсункой, зависит от угла ее раскрытия и положения, и составляет



Рис. 2. Внешний вид поверхности заготовки на выходе из ЗВО с указанием температуры (°С) в различных точках поверхности по ширине заготовки

$$l = 2h \operatorname{tg}\left(\frac{\beta}{2}\right),\tag{7}$$

где h – расстояние между форсункой и поверхностью, м,  $\beta$  – угол раскрытия форсунки, рад.

Полученная математическая модель реализована на ЭВМ с приведением дифференциальных уравнений к уравнениям в конечных разностях, при этом была использована неявная схема, обеспечивающая безусловную сходимость. Результатами моделирования являются «снимки» температурного поля сечения заготовки по ходу ее движения в ЗВО.

Адекватность разработанной модели подтверждается соответствием результатов моделирования фактическим замерам температуры. Для примера, на рис. 3 представлены графики температуры поверхности верхней грани заготовки на выходе из ЗВО, полученные в результате экспериментальных замеров при помощи пирометра и результаты моделирования.

Анализ результатов моделирования позволил определить, что переохлаждение центральной полосы развивается в секциях № 12 – 16. На основе результатов математического моделирования были предложены рекомендации по изменению схемы расстановки форсунок в секциях № 4 – 11 и снижению подачи охладителя в секциях № 12 – 16. На рис. 4 представлены результаты моделирования температурного поля поверхности верхней грани заготовки при существующих условиях (сплошные линии) и после применения предложенных мероприятий (пунктирные линии).

Предложенные мероприятия позволят существенно снизить температурные перепады по сечению заготовки и, как следствие, повысить качество макроструктуры.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Борисов В.Т. Теория двухфазной зоны металлического слитка. М.: Металлургия, 1987. 222 с.
- Тепловые процессы при непрерывном литье стали / Под ред. Ю.А. Самойловича. – М.: Металлургия, 1982. – 152 с.
- Емельянов В.А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок. – М.: Металлургия, 1988. – 143 с.



Рис. 3. Графики температуры поверхности верхней грани заготовки на выходе из ЗВО:

*1* – серия 1; *2* – серия 2; *3* – модель



Рис. 4. Графики температуры поверхности заготовки на выходе из секций № 13 (1, 2) и № 16 (3, 4) до (сплошные линии) и после применения предложенных мероприятий (пунктирные линии)

- Теория непрерывной разливки./ В.С. Рутес, А.И. Аскольдов и др. – М.: Металлургия, 1971. – 296 с.
- Houfa Shen, Richard A.Hardin, Robert Mac-Kenzie, C. // Journal of Materials Science and Technology. 2002. Vol. 18. P. 311 – 314.

© 2013 г. Д.О. Бажуков, В.Д.Тутарова, Д.С. Сафонов Поступила 21 ноября 2012 г. УДК 669.018.8

# А.С. Ткачев, А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, И.В. Рябинин

Старооскольский технологический институт

# ИССЛЕДОВАНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ СОВРЕМЕННЫХ ДУГОВЫХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ РАЗЛИЧНЫХ ТИПОВ ЭЛЕКТРОДОВ

Аннотация. Разработана методика расчета рациональных энергетических режимов работы современных дуговых сталеплавильных печей, работающих по технологии с непрерывной загрузкой окатышей при использовании электродов различной конструкции. Разработан алгоритм расчета и создана компьютерная программа, позволяющая рассчитать рациональный режим работы дуговой сталеплавильной печи, а так же рациональную скорость загрузки металлизованных окатышей в ванну печи. На основе расчета установлено, что использование полых (трубчатых) электродов позволяет сократить общее время плавки на 5,9 мин в сравнении с типовыми (сплошными) электродами. Результаты моделирования на ЭВМ качественно согласуются с данными, полученными на физических моделях, что свидетельствует о перспективности применения полых (трубчатых) электродов в производственных условиях.

Ключевые слова: дуговая сталеплавильная печь, металлизованные окатыши, полый (трубчатый) электрод.

# MODERN ARC FURNACES WORK ENERGY REGIMES AT DIFFERENT TYPE ELECTRODES USE STUDY

*Abstract.* The article discusses the increase in efficiency of the modern EAF working on technology to non-continuous load metallized pellets. The method of calculation of rational energy regimes of modern EAF working on energy-technology with continuous loading of pellets using different electrodetion design. The algorithm for calculating and created computer program that calculates the rational mode of arc steel-smelting furnace, as well as rational download speed metallized pellets in the bath furnace. On the basis of calculations that the use of hollow (tubular) electrodes can reduce the total melting time of 5.9 min in comparison with the standard (solid) electrodes. In this case, the average download speed of metallizovannyh pellet stoves can be increased to 183 kg/min, which in turn will reduce the specific energy consumption of 63 kW·h/t. The results of computer simulations are in qualitative agreement with the data on physical models, thus promising applications of hollow (tubular) electrodes in a production environment.

Keywords: arc furnace, metalized pellets only (tubular) electrode.

На сегодняшний день одной из наиболее прогрессивных технологий выплавки стали в сверхмощных дуговых сталеплавильных печах (ДСП) является технология, в основе которой лежит использование в качестве шихтовых материалов металлизованных окатышей [1], загружаемых в печь непрерывно через свод или стены печи. Использование в качестве шихтовых материалов металлизованного сырья позволяет получать высококачественный металл с минимальным содержанием цветных металлов [1 - 3]. В то же время данная технология требует совершенствования энергетического режима работы печи в направлении быстрого и экономичного расплавления шихты, что является основой современной технологии выплавки стали в ДСП.

Повышение эффективности периода плавления непрерывно загружаемых в печь металлизованных окатышей, как наиболее энергоемкого и длительного периода, связанно в первую очередь с выбором оптимальных условий их плавления, а именно интенсивности обезуглероживания, температуры ванны, скорости и времени начала непрерывной загрузки окатышей в печь [1 – 3]. Анализ энергетических режимов работы современных сверхмощных ДСП в период плавления окатышей показывает, что существует множество факторов, влияющих на эффективность работы ДСП, при этом одним из главных факторов, влияющих на время начала и скорость загрузки металлизованных окатышей в печь, является характер теплообмена в рабочем пространстве печи.

Одним из перспективных направлений улучшения условий теплообмена в рабочем пространстве ДСП является применение полых (трубчатых) электродов. Как показывает анализ научно-технической литературы [4 – 6] и результаты математического моделирования, применение полых (трубчатых) электродов позволяет повысить коэффициент мощности соѕф в период расплавления и улучшить работу ДСП в период жидкой ванны за счет создания более направленного теплообмена от электрических дуг на металлическую ванну.

В связи с этим представляется актуальным оценить скорость рациональной загрузки металлизованных окатышей в печь при использовании традиционных и полых (трубчатых) электродов. Для расчета рациональных энергетических режимов работы ДСП, времени начала загрузки металлизованных окатышей и скорости их подачи необходимо рассчитать скорость их плавления. Известно, что основным источником энергии в ДСП в каждый момент времени является энергия, выделяемая электрической дугой ( $P_{\rm A}$ ). При этом часть энергии электрической дуги расходуется на нагрев сво-

да и стен печи, а часть поглощается в процессе передачи излучения. В этом случае полезная мощность  $P_{\text{пол}}$ , которая непосредственно расходуется на нагрев и плавление металла, определяется средним коэффициентом использования тепла электрических дуг [7]. Чтобы нагреть и расплавить 1 кг металла, необходимо затратить количество энергии, равное энтальпии металла. Поэтому путем сравнения величины энергии, выделившейся на электрической дуге, и энергии, необходимой для нагрева и расплавления металла, можно вычислить скорость расплавления стального лома и металлизованных окатышей в рабочем пространстве ДСП и, соответственно, сделать вывод о том, насколько рационален энергетический режим работы печи. Для этого первоначально рассчитаем количество энергии  $Q_{II}$ , необходимое для расплавления заданной доли стального лома по следующему выражению:

$$Q_{_{\Pi}} = Q_{_{1}} + Q_{_{2}} = i_{_{\Pi}} \Delta m_{_{\Pi}}, \qquad (1)$$

где  $Q_1$  – количество теплоты, необходимое для нагрева стального лома до температуры плавления;  $Q_2$  – количество теплоты, необходимое для расплавления стального лома;  $i_n$  – энтальпия стального лома;  $\Delta m_n$  – масса расплавившегося стального лома до загрузки окатышей.

Массу расплавившегося стального лома до загрузки окатышей в печь определим из следующего выражения:

$$\Delta m_{\rm H} = k m_{\rm HOM}, \qquad (2)$$

где *k* – доля расплавившегося лома; *m*<sub>лом</sub> – масса стального лома, загруженного в печь.

Величину энтальпии стального лома можно определить по выражению

$$i_{\pi} = c_{\pi} \Delta T + \lambda_{\pi}, \qquad (3)$$

где  $c_n$  – удельная теплоемкость стального лома;  $\Delta T$  – разность конечной и начальной температуры стального лома;  $\lambda_n$  – скрытая теплота плавления стального лома.

Количество полезной энергии, идущей на расплавление *P*<sub>пол</sub>, определим следующим образом:

$$P_{\Pi \sigma \Pi} = \eta P_{\Pi}, \qquad (4)$$

где  $\eta$  – средний коэффициентом использования тепла электрических дуг;  $P_{\mu}$  – мощность электрических дуг.

Время *t*<sub>л</sub>, необходимое для расплавления заданной доли стального лома, определим из выражения

$$t_{\rm m} = Q_{\rm m}/P_{\rm mom}.$$
 (5)

Расчет скорости совместного плавления металлизованных окатышей и оставшегося лома производится аналогично расчету скорости плавления начальной доли лома. В зависимости от скорости загрузки окатышей  $v_{ok}$  определяем массу окатышей, подаваемых в ДСП за единицу времени ( $\Delta t$ ):

$$\Delta m_{\rm ok} = v_{\rm ok} \Delta t. \tag{6}$$

Количество энергии, необходимое для нагрева и полного расплавления массы загружаемых окатышей, определим по формуле

$$Q_{\rm ok} = i_{\rm ok} \Delta m_{\rm ok}, \tag{7}$$

где  $i_{ok} = c_{ok} \Delta T + \lambda_{ok}$  – величина энтальпии металлизованного окатыша;  $c_{ok}$  – удельная теплоемкость металлизованого окатыша;  $\lambda_{ok}$  – скрытая теплота плавления металлизовнного окатыша.

Тогда количество энергии, которое будет расходоваться на расплавление лома, можно определить из выражения

$$Q_{\rm n} = P_{\rm non} \Delta t - Q_{\rm ok}.$$
 (8)

Массу лома, расплавившегося совместно с окатышами, определим из выражения

$$m_{\rm m_{COB}} = Q_{\rm m}/c_{\rm m}.$$
 (9)

Расчет скорости совместного плавления ведется до тех пор, пока масса расплавившегося лома не достигнет величины массы загруженного лома в печь. После каждого шага по времени производится увеличение скорости загрузки окатышей на  $\Delta v_{\text{ок}}$  и суммирование массы загруженных окатышей ( $m_{\text{ок.сов}}$ ), массы расплавившегося лома ( $m_{\pi}$ ), времени совместного плавления ( $t_{\text{ок сов}}$ ).

После доплавления оставшегося лома, вычислим полное время плавления лома по формуле

$$t_{\rm IIIIIII} = t_{\rm OK \ COB} + t_{\rm II}. \tag{10}$$

Далее определим массу оставшихся металлизованных окатышей и необходимое количество энергии для их расплавления:

$$m_{\rm ok} = m_{\rm okar} - m_{\rm ok.cob}, \tag{11}$$

где *m*<sub>окат</sub> – общая масса окатышей, загружаемых в печь;

$$Q_{\rm ok} = c_{\rm ok} m_{\rm ok}.$$
 (12)

Время, необходимое для расплавления оставшихся металлизованных окатышей, и скорость их загрузки определим из следующих выражений:

$$t_{\rm ok} = Q_{\rm ok} / P_{\rm mon}; \tag{13}$$

$$v_{\rm ok} = P_{\rm non} / c_{\rm ok}. \tag{14}$$

Таким образом, с использованием данных уравнений можно рассчитать скорость плавления лома до загрузки окатышей в печь, а также сделать вывод о том, насколько рациональна скорость загрузки металлизованных окатышей в печь. Расчет рациональной скорости загрузи окатышей удобно выполнять с помощью ЭВМ, что позволяет достичь высокой точности расчетов путем установки произвольного шага изменения скорости загрузки окатышей, отследить удельный расход электроэнергии на



Рис. 1. Алгоритм расчета рациональной скорости загрузки метализованный окатышей

1 т выплавляемого металла в зависимости от скорости загрузки окатышей.

Для определения рациональной скорости подачи металлизованных окатышей в ДСП, а также для расчета режимов работы печи в зависимости от времени начала загрузки и скорости загрузки окатышей была разработана компьютерная программа с использованием пакета MatLAB. Исходными данными для расчета являются: масса лома, масса окатышей, момент начала загрузки окатышей, начальная скорость подачи окатышей, мощность электрических дуг. Расчетная часть программы поделена на два блока: в первом блоке осуществляется расчет параметров плавки стального лома до начала загрузки металлизованных окатышей, во втором блоке осуществляется расчет параметров плавки в период загрузки металлизованных окатышей и расчет оптимальной начальной и конечной скорости загрузки окатышей. Алгоритм расчета рациональной скорости загрузки металлизованных окатышей представлен на рис. 1. Представленный алгоритм предназначен для управления процессом плавки стального лома и металлизованных окатышей в ванне ДСП. С интервалом в 1 мин компьютер рассчитывает полезную мощность электрических дуг, массу нерасплавленного лома, скорость плавления лома и рациональную скорость загрузки металлизованных окатышей в ванну ДСП.

Результаты расчета рациональной скорости загрузки металлизованных окатышей в ванну ДСП при использовании электродов различной конструкции представлены на рис. 2 и в таблице.

Анализ полученных результатов позволяет сказать, что использование полых (трубчатых) электродов позволяет сократить общее время плавки на 5,9 мин в сравнении с типовыми (сплошными) электродами. При этом среднюю скорость загрузки металлизованных окатышей в печи можно увеличить на 183 кг/мин, что в свою очередь приведет к снижению удельного расхода электроэнергии на 63 кВт ч/т. Данный факт можно объяснить лучшими условиями теплообмена в рабочем пространстве ДСП и более высоким коэффициентом использования тепла электрических дуг при использовании полых (трубчатых) электродов.

**Выводы.** Рассмотрены вопросы организации рациональных энергетических режимов работы современных ДСП, работающих по технологии с непрерывной



Рис. 2. Изменение скорости подачи окатышей в зависимости от типа электрода

Результаты расчета скорости расплавления лома и метализованных окатышей в 150-т ДСП при работе на различных типах электродов

Масса, т		1- 0/	Общее время	Удельный расход	Максимальная скорость	Тип электрода	
шихта	та окатыши к,		плавки, мин	электроэнергии, кВт·ч/т	подачи окатышей, кг/мин		
60	115	40	62	564	1763	Обычный	
60	115	40	56,1	501	1946	Полый	

загрузкой окатышей при использовании электродов различной конструкции. Разработан алгоритм расчета и создана компьютерная программа, позволяющая рассчитать рациональный режим работы, а так же рациональную скорость загрузки металлизованных окатышей в ванну печи.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Трахимович А.Е., Шалимов А.Г. Использование железа прямого восстановления при выплавки стали. – М.: Металлургия, 1982. – 248 с.
- Федина В.В., Меркер Э.Э., Кочетов А.И. и др // Изв. вуз. Черная металлургия. 2003. № 11. С. 24 – 26.
- Кожухов А.А., Меркер Э.Э., Федина В.В. Совершенствование режима электроплавки металлизованного железорудного сырья в дуговой сталеплавильной печи. // Сб. тр. IV Междунар. научно-техн. конф., посвященной 120-летию

И.П. Бардина «Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства» – Череповец, 2003. С. 48 – 51.

- Егоров А.Е., Никольский Л.Е., Окороков Н.В. // Электротермия. 1962. № 9. С 27 – 31.
- Ткачев А.С., Кожухов А.А., Сазонов А.В. Особенности теплообмена в дуговой сталеплавильной печи при работе на полых электродах. // Сб. тр. Всерос. научно-практич. конф. «Череповецкие научные чтения 2010» Череповец, 2010.
- 6. Ткачев А.С., Кожухов А.А., Меркер Э.Э., Сазонов А.В. Расчет распределения потоков излучения дуг в дуговой сталеплавильной печи при их работе на полых электродах. // Сб. тр. III Всерос. научно-практич. конф. «Моделирование, программное обеспечение и наукоемкие технологии в металлургии 2011» – Новокузнецк, 2011.
- 7. Макаров А.Н. Теплообмен в электродуговых и факельных печах и топках паровых котлов ТГТУ. Тверь, 2003. 348 с.

© 2013 г. А.С. Ткачев, А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, И.В. Рябинин Поступила 31 июня 2012 г.

# УДК 669.018.8

# А.С. Ткачев, А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер

### Старооскольский технологический институт

# ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛОВОЙ РАБОТЫ ВОДООХЛАЖДАЕМЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ ПРИ РАБОТЕ НА ЭЛЕКТРОДАХ РАЗЛИЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Аннотация. Рассмотрены вопросы повышения эффективности тепловой работы водоохлаждаемых элементов современных дуговых сталеплавильных печей методом математического моделирования при использовании электродов различной конструкции, а именно традиционных (сплошных) и полых (трубчатых). Установлено, что использование полых (трубчатых) электродов позволяет существенно улучшить тепловую работу водоохлаждаемых элементов дуговых сталеплавильных печей, снизить величину тепловых потерь на 120 кВт/м<sup>2</sup>. Результаты моделирования на ЭВМ качественно согласуются с данными, полученными на физических моделях, что свидетельствует о перспективности применения полых (трубчатых) электродов в производственных условиях.

Ключевые слова: дуговая сталеплавильная печь, электрод, водоохлаждаемый элемент.

# ARC FURNACE WATER COOLED ELEMENTS HEAT WORK ESTIMATION AT DIFFERENT CONSTRUCTION ELECTRODES APPLICATION

*Abstract.* The article discusses the increase in efficiency of the water-cooled heat elements of modern electric arc furnaces using mathematical modeling using electrodes of different design, namely conventional (solid) and hollow (tubular). In the mathematical modeling showed that the use of hollow (tubular) electrodes can significantly improve the thermal performance of water-cooled elements arc steel furnaces, reduce the amount of heat loss of 120 kW/m<sup>2</sup>. The results of computer simulations are in qualitative agreement with the data on physical models, thus promising applications of hollow (tubular) electrodes in a production environment.

Keywords: arc furnace, electrode, water-cooled element.

Для интенсификации выплавки стали в современных сверхмощных дуговых сталеплавильных печах (ДСП) применяется большой комплекс энергетических и технологических мероприятий, которые включают в себя тщательную подготовку металлошихты и рациональную загрузку ее в печь, использование кислорода для расплавления шихты, вспенивание шлака и увеличение активной мощности, вводимой в печь. Все эти мероприятия направлены, прежде всего, на уменьшение длительности и снижение степени облученности футеровки излучением электрических дуг. В то же время рост вводимой в печь удельной электрической мощности до 1 ÷ 1,5 МВт/т наряду с использованием альтернативных источников энергии приводит к значительному увеличению тепловых нагрузок на водоохлаждаемые элементы (ВЭ) футеровки ДСП, что приводит к повышению отказов в работе ВЭ.

Наиболее часто отказы в работе ВЭ связаны с их прожогом вторичными электрическими дугами, что в значительной степени является случайным фактором, зависящим от качества, размера кусков и расположения в печи металлошихты. В то же время длительный перегрев наружной поверхности ВЭ так же приводит к выходу из строя водоохлаждаемых элементов печи [1].

Как показывает анализ научно-технической литературы [1, 2] и результаты математического моделирования, применение полых (трубчатых) электродов позволяет повысить коэффициент мощности соѕф в период расплавления и улучшить работу ДСП в период жидкой ванны за счет создания боле направленного теплообмена от электрических дуг на металлическую ванну.

В связи с этим, на основе методики расчета теплообмена в рабочем пространстве ДСП, изложенной в работах Макарова А.Н., выполним оценку эффективности тепловой работы водоохлаждаемых элементов печи при использовании полых (трубчатых) электродов в сравнении с типовым электродами.

Для анализа эффективности тепловой работы водоохлаждаемых элементов рассмотрим условия их эксплуатации в период жидкой ванны для 150-т ДСП [3]. Для охлаждения ВЭ наиболее часто используется техническая вода оборотного цикла. Вода на охлаждение панели подается обычно с температурой 30 °С и рабочим давлением 0,5 МПа. Расход воды на охлаждение панели составляет 400 м<sup>3</sup>/ч.

Эффективность тепловой работы ВЭ достигается в первую очередь отводом проходящего теплового потока циркулирующей с расчетной скоростью водой без существенного перегрева наружной, обращенной в рабочее пространство печи поверхности трубы, а также самой воды. Наиболее оптимальным является нагрев воды в контуре охлаждения ВЭ до температуры 50 ÷ 55 °C, что при использовании оборотного цикла водоснабжения предотвращает выпадение солей жесткости на внутренней поверхности трубы и ухудшение условий теплопередачи.

Для расчета процесса переноса теплоты от электрических дуг к поверхности водоохлаждаемой панели воспользуемся схемой, представленной на рис. 1.

Величину результирующего теплового потока ( $q_{\rm pes}$ ), поглощаемого водоохлаждаемым элементом и теряемого с охлаждающей водой, можно определить, исходя из следующего выражения:

$$q_{\rm pes} = q_{\rm nag} - q_{\rm sop}, \qquad (1)$$

где  $q_{\text{пад}}$  – величина падающего теплового потока на поверхность водоохлаждаемых элементов стен и свода ДСП;  $q_{\text{оф}}$  – эффективный тепловой поток, Вт.

Величину падающего теплового потока на поверхность водоохлаждаемых элементов стен и свода ДСП определим путем разбиения поверхности стен и свода печи на сектора с использованием методики, разработанной Макаровым А.Н.



Рис. 1. Схема теплообмена в рабочем пространстве печи

Величина эффективного теплового потока  $q_{_{9\phi}}$  складывается из величины отраженного  $q_{_{0тр}}$  и собственного теплового потока  $q_{_{cob}}$  и рассчитывается в соответствии с формулой

$$q_{\rm ph} = q_{\rm cof} + q_{\rm orp}.$$
 (2)

Величину плотности отраженного потока *q*<sub>отр</sub> можно найти по формуле [3]

$$q_{\rm orp} = (1 - \varepsilon)q_{\rm max},\tag{3}$$

где є – степень черноты поверхности.

Величину теплового потока, которую излучает поверхность водоохлаждаемого элемента  $q_{\rm cof}$ , можно определить из выражения

$$q_{cob} = 5,67\varepsilon(T/100)^4,$$
 (4)

где Т – температура поверхности, К.

Поскольку результирующий тепловой поток поглощается поверхностью водоохлаждаемого элемента и уносится охлаждающей водой, величину  $(q_{pes})$  можно представить в виде

$$q_{\rm pe3} = \frac{cG(t_{\rm B}^{\rm Bbix} - t_{\rm B}^{\rm Bx})}{F},\tag{5}$$

где *с* – теплоемкость воды, кДж/кг·°С; *G* – расход воды, кг/с;  $t_{\rm B}^{\rm BX}$  – температура воды на входе в водоохлаждаемый элемент, °С;  $t_{\rm B}^{\rm Bbix}$  – температура воды на выходе из водоохлаждаемого элемента, °С.

Исходя из выражения (5) можно рассчитать температуру воды на выходе из водоохлаждаемого элемента по формуле

$$t_{\rm B}^{\rm BMX} = t_{\rm B}^{\rm BX} + \frac{q_{\rm pe3}F}{cG},\tag{6}$$



Рис. 2. Распределение температуры поверхности водоохлаждаемых элементов стен в ДСП: *1* – полый электрод; *2* – сплошной электрод

На основе системы уравнений (1) – (6) был составлен алгоритм, позволяющий рассчитать температуру поверхности водоохлаждаемых элементов и температуру охлаждающей воды.

В ходе расчета было установлено, что при использовании полых (трубчатых) электродов температура поверхности водоохлаждаемых элементов стен и свода ДСП снижается в среднем на 3 °С (рис. 2). Данный факт можно объяснить тем, что при использовании полых (трубчатых) электродов создается более направленный тепловой поток в сравнении с типовым (сплошным) электродом, т.е. большее количество тепла передается металлу, что позволяет снизить величину результирующего теплового потока на водоохлаждаемые элементы стен и свода ДСП на 7 - 10 % и улучшить условия тепловой работы водоохлаждаемых элементов. А именно снизить толщину слоя продуктов коррозии на внутренней поверхности труб, величину перегрева их рабочей поверхности и снять опасные термические напряжения, приводящие к развитию трещин и явлению малоцикловой усталости. Кроме

того, снижение величины результирующего теплового потока также позволяет снизить температуру охлаждающей воды на выходе на 6 °C, что позволит снизить величину тепловых потерь с охлаждающей водой на 120 кВт/м<sup>2</sup>.

**Выводы.** В результате математического моделирования было установлено, что использование полых (трубчатых) электродов позволяет существенно улучшить тепловую работу водоохлаждаемых элементов ДСП и снизить величину тепловых потерь на 120 кВт/м<sup>2</sup>.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Сосонкин О.М. // Сталь. 2001. № 11. С. 30 31.
- Егоров А.Е., Никольский Л.Е., Окороков Н.В. // Электротермия. 1962. № 9. С. 27 – 31.
- Волос Д.И. Моделирование теплообмена излучением в свободном пространстве дуговой сталеплавильной печи. // Пятая Всероссийская межвузовская конференция молодых ученых. – Череповец, 2004.

© 2013 г. А.С. Ткачев, А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер Поступила 23 июня 2012 г. УДК 621.73.047(045)-034.14

# Л.С. Кохан<sup>1</sup>, А.В. Алдунин<sup>2</sup>, Г.Б. Ремпель<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Московский государственный вечерний металлургический институт <sup>2</sup> Московский государственный открытый университет им. В.С. Черномырдина

# ВАЛЬЦОВКА ПРОФИЛЕЙ С РОМБИЧЕСКИМ СЕЧЕНИЕМ

Аннотация. Для выбора оптимальной заготовки при вальцовке профилей с ромбическим сечением предложено критерии расход металла и усилие вальцовки дополнить степенью использования запаса пластичности материала и запасом устойчивости профиля при вальцовке. Выполнены расчеты четырех вариантов калибровки. Анализ полученных результатов позволил определить оптимальный вариант калибровки «прямоугольник-ромб». Отмечено также повышение стабильности эксплуатационных свойств получаемого изделия.

Ключевые слова: вальцовка, профиль, круг, ромб, квадрат, прямоугольник.

# FORGE ROLLING FOR RHOMBIC CROSS-SECTION PROFILE

Abstract. For a choice of optimum preform at rolling of profiles with rhombic section it is offered criterion expenditure of metal and effort of rolling to add with degree of use of a store of toughness of a material and a profile stability margin at rolling. Calculations of four variants of calibration are executed. The assaying of the received results has allowed to define an optimum variant of calibration "rectangle–rhombus". Heightening of stability of operation properties of a received article is marked also.

Keywords: rolling, a profile, a circle, a rhombus, quadrate, a rectangle.

Из всей номенклатуры заготовок, применяемой в авиационной отрасли промышленности, свыше 40 % составляют детали удлиненной формы с резкой разницей площадей поперечных сечений вдоль оси – лопатки, закрылки, стойки и другие. Перспективным способом получения такого типа поковок является процесс вальцовки.

Процесс вальцовки профилей с ромбическим сечением осуществляется, как правило, из заготовки круглого сечения. В данной работе выполнен сравнительный анализ использования четырех вариантов калибровки. Традиционные критерии оптимизации процесса (расход металла и усилие вальцовки) дополнены степенью использования запаса пластичности и коэффициентом устойчивости профиля при вальцовке.

Исследуем вариант вальцовки с калибровкой «круг – ромб» (рис. 1).

При кинематическом исследовании принимаем горизонтальное перемещение материальной точки в деформируемом сечении в виде:  $u_x = k_1 x + k_2 y$ , где  $k_1$ ,  $k_2$  – коэффициенты, определяемые координатами точки сечения.

При краевых условиях x = 0 и  $y = \frac{d}{2} u_x = 0 = k_1 \cdot 0 + k_2 \frac{d}{2}$ , откуда  $k_2 = 0$ . При  $x = \frac{d}{2}$  и y = 0  $u_x = \frac{B}{2} - \frac{d}{2} = k_1 \frac{d}{2}$ , откуда  $k_1 = \frac{B}{d} - 1$ . Соответственно,  $u_x = \left(\frac{B}{d} - 1\right) x$  и  $\epsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial x} = \frac{B}{d} - 1$ . (1)

При 
$$x = \frac{d}{2}$$
 и  $y = 0$   $u_y = 0 = k_1' + k_2' \cdot 0$ , откуда  $k_1' = 0$ .  
При  $x = 0$  и  $y = \frac{d}{2}$   $u_y = \frac{h}{2} - \frac{d}{2} = k_2' \frac{d}{2}$ , откуда  $k_2' = \frac{h}{d} - 1$ .  
Соответственно,  $u_y = \left(\frac{h}{d} - 1\right) y$  и  
 $\varepsilon_y = \frac{\partial u_y}{\partial y} = \frac{h}{d} - 1$ . (2)

Вертикальное перемещение:  $u_x = k_1' x + k_2' y$ .

Согласно ряду исследований вытяжка  $\mu = 1, 2 \div 1, 6.$ Используем условие вытяжки  $\mu = \frac{F_{\kappa p}}{F_{pom}} = \frac{\frac{\pi}{4}d^2}{\frac{Bh}{B}}$ , отку-

да диаметр



Рис. 1. Схема вальцовки с калибровкой «круг – ромб»

$$d = \sqrt{\frac{2\mu Bh}{\pi}}.$$
 (3)

Проиллюстрируем данный вариант числовым примером при вальцовке профиля из стали 45 на стане с диаметром валков D = 350 мм и размерами сечения B = 65 мм и h = 24 мм.

По формуле (3) получаем *d* = 37,29 мм и принимаем ближайшее стандартное значение *d* = 40 мм.

Тогда 
$$\mu = \frac{\frac{\pi}{4} \cdot 40^2}{\frac{65 \cdot 24}{2}} = 1,61.$$

Далее по формулам (1) и (2) определяем  $\varepsilon_x = 0,625$  и  $\varepsilon_y = -0,4$ .

Уширение  $\Delta B = d\varepsilon_r = 40.0,625 = 25$  мм.

Вычисляем по формуле Королева А.А. [1] среднее относительное давление:

$$\overline{\sigma}_{\rm cp} = \left(\frac{2}{\varepsilon_y \delta}\right) \left[\frac{1}{\left(1 - \varepsilon_y\right)^{0.5(\delta - 1)}} - 1 + 0.5\varepsilon_y\right],\tag{4}$$

где **б** – основной параметр вальцовки,

$$\delta = \frac{2f}{\sqrt{\frac{d\varepsilon_y}{R_{\kappa}}}},\tag{5}$$

где f – коэффициент трения, f = 0,35;  $R_{\rm k}$  – катающий радиус, для сечения с высотой h определяем как

$$R_{\rm K} = \frac{0.9D - h}{2} = 145,5 \,\,\rm{MM} \tag{6}$$

и по формуле (5) δ = 2,11.

Тогда, согласно формуле (4), получаем  $\bar{\sigma}_{cp} = 1,25$ .

Затем по методике Колмогорова В.Л. [2] определяется коэффициент жесткости напряженного состояния  $k_{\pi} = \frac{\overline{\sigma}_{cp}}{\sqrt{3}} = -\frac{1,25}{\sqrt{3}} = -0,723$ . Отрицательный знак показы-

вает на действие напряжения сжатия.

По величине  $k_{\rm m}$  из диаграммы пластичности [2] определяется степень деформации сдвига при разрушении  $\lambda_{\rm p} = 4,55$ , затем, используя выражение

$$\lambda = 2\sqrt{\varepsilon_x^2 + \varepsilon_y^2 - \varepsilon_x \varepsilon_y}, \qquad (7)$$

определяем степень деформации сдвига для процесса  $\lambda = 1,096$ .

Определяем степень использования запаса пластичности:

$$\psi = \frac{\lambda}{\lambda_p} = \frac{1,096}{4,55} = 0,24,$$
(8)

что меньше допускаемого значения  $[\psi] = 0,28$  [21].

Далее определяем усилие вальцовки:

$$P = \overline{\sigma}_{\rm cp} \sigma_{0,{\rm g}} k_{\varepsilon} B l, \qquad (9)$$

где  $l - длина дуги захвата, <math>l = \sqrt{d\varepsilon_y R_\kappa} = \sqrt{40 \cdot 0, 4} \times \sqrt{145,5} = 48,25$  мм;  $\sigma_{0\pi}$  – базисное значение сопротивления пластической деформации, для стали 45 при температуре 1100 °C, скорости деформации 0,1 с<sup>-1</sup> и относительной деформации 0,4  $\sigma_{0\pi} = 80$  МПа;  $k_\varepsilon$  – коэф-фициент упрочнения, для  $\varepsilon_y = -0,4$   $k_\varepsilon = 1,2$ ;  $k_t$  – температурный коэффициент, для t = 1100 °C  $k_t = 0,75$  [3].

Скорость деформации  $U = (\varepsilon_y v)/l$ . Тогда при скорости вальцовки v = 800 мм/с получаем U = (0,4.800)/48,25 = 6,63 с<sup>-1</sup> и скоростной коэффициент  $k_u = 1,3$  [2].

Истинное сопротивление деформации  $\sigma_s = \sigma_{0a}k_e \times k_t k_u = 80 \cdot 1, 2 \cdot 0, 75 \cdot 1, 3 = 94,3$  МПа и усилие вальцовки по формуле (8)  $P = 1, 25 \cdot 94, 3 \cdot 65 \cdot 48, 25 = 369 \ 763, 8$  Н.

Проверяем запас устойчивости самого профиля по Эйлеру [2]:

$$K_{\rm ycr} = \frac{P_{\rm kp}}{P} > \left[K_{\rm ycr}\right] = 1,3,\tag{10}$$

где *P*<sub>кр</sub> – критическое усилие,

$$P_{\rm kp} = \frac{JE\pi^2}{2L_{\rm k}^2};\tag{11}$$

*J*-момент инерции, 
$$J = 2 \int_{-\frac{B}{2}}^{\frac{B}{2}} (x^2) y dx$$
, для ромба  $J = \frac{Bh^3}{2} =$ 

= 449 280 мм<sup>4</sup>; E – модуль упругости, E = 1,6 · 10<sup>5</sup> МПа;  $L_{\rm k}$  – расстояние между направляющими роликами стана, для стана с диаметрами валков 350 мм  $L_{\rm k}$  = 700 мм. Тогда критическое усилие (11)  $P_{\rm kp}$  = 723 219,8 Н и запас

устойчивости (10)  $K_{ycr} = \frac{723\,219,8}{369\,763.8} = 1,956 > \left[K_{ycr}\right] = 1,3.$ 

Расход материала заготовки определяется площадью ее сечения:

$$F_{\rm kp} = \frac{\pi \cdot 40^2}{4} = 1256,6 \text{ mm}^2.$$

Исследуем вариант вальцовки с калибровкой «прямоугольник – ромб» (рис. 2).

Высота заготовки  $h_{\rm np}$  определяется через высотный коэффициент  $\eta = h_{\rm np}/h = 1, 1 \div 1, 4$  [4].

Принимаем  $\eta = 1,17$  и  $h_{np} = \eta h = 1,17 \cdot 24 = 28,08$  мм, возьмем ближайшее стандартное значение  $h_{np} = 30$  мм.

Из условия вытяжки ширина заготовки  $B_{\rm np} = \frac{\mu B \frac{h}{2}}{h_{\rm np}} = \frac{1,5 \cdot 65 \cdot \frac{24}{2}}{30} = 39$  мм, принимаем  $B_{\rm np} = 40$  мм.

Тогда получим μ = 1,538.

Согласно (1) и (2)  $\varepsilon_x = 0,625$  и  $\varepsilon_y = -0,2$ , а уширение  $\Delta B = h_{\rm nn} \varepsilon_x = 40 \cdot 0,625 = 25$  мм.



Рис. 2. Схема вальцовки с калибровкой «прямоугольник - ромб»

По выражению (5) получаем основной параметр вальцовки  $\delta = 3,447$  и тогда по уравнению (4)  $\bar{\sigma}_{cp} = 1,2$ .

Коэффициент жесткости напряженного состояния  $k_{\rm w}=-1,2/\sqrt{3}=-0,694$  и  $\lambda_{\rm p}=4,5.$ 

По уравнению (7) получаем  $\lambda = 1,105$  и согласно (8) степень использования запаса пластичности  $\psi = 0,246 < [\psi] = 0,28.$ 

Критическое усилие (11)  $P_{\rm kp} = 723\,219,8\,{\rm H}$ , длина дуги захвата  $l = 29,55\,{\rm MM}.$ 

Получаем  $U = 6 \text{ c}^{-1}$  и  $k_u = 1,3$ . Для  $\varepsilon_y = -0,2$   $k_\varepsilon = 1,2$ . Тогда  $\sigma_S = \sigma_{0,\pi} k_\varepsilon k_t k_u = 80 \cdot 1,2 \cdot 0,75 \cdot 1,3 = 86,4$  МПа.

По уравнению (9) усилие вальцовки  $P = 1,2 \cdot 86,4 \times 65 \cdot 29,5 = 199 \ 120,3 \ H.$ 

Запас устойчивости (10)  $K_{vcr} = 3,632 > [K_{vcr}] = 1,3.$ 

Расход материала заготовки определяется площадью ее сечения:

$$F_{\rm np} = h_{\rm np} B_{\rm np} = 30 \cdot 40 = 1200 \text{ MM}^2.$$

Исследуем вариант вальцовки с калибровкой «повернутый квадрат – ромб» (рис. 3).

Из условия вытяжки сторона квадрата  $A = \sqrt{\mu B \frac{h}{2}}$ , где  $\mu = 1, 4 \div 1, 7$  [4].

Тогда  $A = \sqrt{1, 5 \cdot 65 \cdot \frac{24}{2}} = 34,2$  мм. Принимаем A = 35 мм.



Рис. 3. Схема вальцовки с калибровкой «повернутый квадрат – ромб»

Согласно (1) и (2) соответственно  $\varepsilon_x = 0,313$  и  $\varepsilon_y = -0,515$ .

Уширение  $\Delta B = x_{\text{пов}} \varepsilon_x = \sqrt{2} \cdot 35 \cdot 0,313 = 15,5$  мм, где  $x_{\text{пов}} -$ диагональ квадрата.

Основной параметр вальцовки согласно (5)  $\delta$  = 1,672. Тогда по уравнению (4)  $\overline{\sigma}_{cp}$  = 1,238.

Коэффициент жесткости напряженного состояния  $k_{\rm m} = -1,238/\sqrt{3} = -0,716$ ,  $\lambda_{\rm p} = 4,56$  и по выражению (7)  $\lambda = 0,9$ . Согласно (8) степень использования запаса пластичности  $\psi = 0,2 < [\psi] = 0,28$ .

Критическое усилие (11)  $P_{\rm kp} = 723\ 219,8\ {\rm H}.$ 

Длина дуги захвата  $l = \sqrt{x_{\text{пов}}\varepsilon_y R_{\kappa}} = \sqrt{\sqrt{2} \cdot 35 \cdot 0,515} \times \sqrt{145,5} = 60,9$ . Получив  $U = 6,76 \text{ c}^{-1}$ , определяем  $k_u = 1,3$ .

Для  $\varepsilon_y = -0.515$  коэффициент упрочнения  $k_\varepsilon = 1.33$  и

$$\sigma_s = \sigma_{0\pi} k_{\epsilon} k_t k_u = 80 \cdot 1,33 \cdot 0,75 \cdot 1,3 = 103,74 \text{ MIIa}.$$

Тогда по уравнению (9) усилие вальцовки P = 492759 H и запас устойчивости (10)  $K_{ycr} = 1,47 > [K_{ycr}] = 1,3.$ 

Расход материала заготовки определяется площадью ее сечения:

$$F_{\text{HOR}} = A^2 = 35^2 = 1225 \text{ MM}^2$$

Исследуем вариант вальцовки с калибровкой «квадрат – ромб» (рис. 4).

Из условия вытяжки при  $\mu = 1,85$  [4] определяем сторону квадрата заготовки:  $A = \sqrt{\mu B \frac{h}{2}} = \sqrt{1,85 \cdot 65 \cdot \frac{24}{2}} = 38$  мм. По установленным выше зависимостям:  $\varepsilon_{\nu} = 0,71$ ,

 $ε_y = -0.37$  и  $ΔB = Aε_x = 38.0,71 = 26,98$  мм.

Основной параметр вальцовки по выражению (5)  $\delta = 2,258$ , по (4)  $\overline{\sigma}_{cp} = 1,248$ .

Коэффициент жесткости напряженного состояния  $k_{x} = -1,248/\sqrt{3} = -0,721$ ,  $\lambda_{p} = 4,55$  и по уравнению (7)  $\lambda = 1,23$ . Степень использования запаса пластичности (8)  $\psi = 0,27 < [\psi] = 0,28$ .



Рис. 4. Схема вальцовки с калибровкой «квадрат – ромб»

Вид калибровки	Площадь сечения заготовки, мм <sup>2</sup>	Используемый запас пластичности	Запас устойчивости	Усилие процесса, Н	
Круг – ромб	1257	0,24	1,956	369 763	
Прямоугольник – ромб	1200	1200 0,246		199 120	
Повернутый квадрат – ромб	1225	0,2	1,47	492 759	
Квадрат – ромб	1444	0,27	2,14	337 836	

Характеристики калибровки для вальцовки ромбического профиля

Критическое усилие (11)  $P_{\rm kp} = 723\ 219,8\ {\rm H}.$ 

Длина дуги захвата  $l = \sqrt{A\varepsilon_y R_\kappa} = \sqrt{38 \cdot 0, 37 \cdot 145, 5} =$ = 45,23 мм. При  $U = 6,76 \text{ c}^{-1} k_u = 1,3$  и для  $\varepsilon_y = -0,37 k_\varepsilon = 1,2$ .

Тогда  $\sigma_s = \sigma_{0\pi} k_{\varepsilon} k_t k_u = 80 \cdot 1, 3 \cdot 0, 75 \cdot 1, 2 = 95,76$  МПа.

Усилие вальцовки (9)  $P = 337\ 835,5\ H\ и$  з а п а с устойчивости (10)  $K_{ver} = 2,14 > [K_{ver}] = 1,3.$ 

Расход материала заготовки определяется площадью ее сечения:

$$F_{\rm KB} = A^2 = 38^2 = 1444 \text{ MM}^2$$

Таким образом, выполнены расчеты четырех вариантов вальцовки.

В таблице приведены основные расчетные характеристики разных вариантов калибровки для изготовления заданного профиля. Вариант калибровки «прямоугольник – ромб» выгодно отличается от других вариантов и обеспечивает повышение стабильности эксплуатационных свойств изделия. Опытно-промышленное опробование и последующие испытания показали также существенное повышение стабильности эксплуатационных свойств изделия. **Выводы.** Выполненные расчеты и анализ их результатов показали, что при вальцовке профиля с ромбическим сечением оптимальным вариантом является калибровка «прямоугольник – ромб», так как при этом используется заготовка с наименьшей площадью сечения, процесс осуществляется при наименьшем усилии, обладает достаточно хорошей степенью использования запаса пластичности и наибольшим запасом устойчивости профиля. Кроме того, повышается стабильность эксплуатационных свойств готового изделия.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Королев А.А. Механическое оборудование прокатных и трубных цехов. – М.: Металлургия, 1987. – 480 с.
- Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1986. – 688 с.
- Теория прокатки: Справ. / А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др. – М.: Металлургия, 1982. – 335 с.
- Проектирование калибров сортовых станов и операций листовой штамповки / Л.С. Кохан, Н.Н. Лебедев, Ю.А. Морозов, Н.А. Молчанов – М.: ВИНИТИ, 2007. – 340 с.

© 2013 г. Л.С. Кохан, А.В. Алдунин, Г.Б. Ремпель Поступила 12 ноября 2012 г.

# УДК 621.2.076

# В.М. Кравченко<sup>1</sup>, В.А. Сидоров<sup>2</sup>, В.В. Буцукин<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Приазовский государственный технический университет <sup>2</sup> Донецкий национальный технический университет

# ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ИНФОРМАЦИИ О ТЕХНИЧЕСКОМ СОСТОЯНИИ МЕХАНИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ ПРОВЕДЕНИИ РЕМОНТОВ

Аннотация. На основе данных, полученных при проведении ремонта скиповой лебедки и технической диагностики ее привода, выполнен анализ эффективности технических и организационных решений, принятых в ходе подготовки и собственно ремонта.

Ключевые слова: лебедка скиповая, ремонт, вибрационная диагностика, оценка эффективности.

# MECHANICAL EQUIPMENT TECHNICAL STATE INFORMATION USE AT REPAIRS CONDUCTION

Abstract. On the basis of information, got during conducting of repair of skip winch and technical diagnostics of its drive the analysis of efficiency of technical and organizational decisions, accepted during preparation and actually repair is executed.

Keywords: skip winch, repair, vibration diagnostics, estimation of efficiency.

Одним из основных терминов в области организации ремонтов является «система технического обслуживания и ремонта техники». ГОСТ 18322-78 устанавливает, что это - совокупность взаимосвязанных средств, документации технического обслуживания и ремонта, а также исполнителей, необходимых для поддержания и восстановления качества изделий, входящих в эту систему. Недостатком данного определения является, на взгляд авторов, отсутствие в определении упоминаний о техническом состоянии оборудования, которое и определяет необходимость проведения ремонта или технического обслуживания. По ГОСТ 19919-74 техническое состояние объекта определяется как состояние, которое характеризуется в определенный момент времени и при определенных условиях внешней среды значениями параметров, установленных технической документацией на объект. Этот термин так же вызывает сомнения в части установленных значений параметров, полноты технической документации и критериев, регламентирующих режимы работы, признаков патологического старения, ресурса деталей и т.д.

Несмотря на неопределенность основополагающих терминов, ремонты оборудования проводились и будут проводиться с различной эффективностью. Основная проблема низкой эффективности проводимых ремонтов – недостаток информации о техническом состоянии, неправильное обоснование необходимости проведения ремонта, неверно выбранные сроки и объемы проведения ремонта и неправильное использование информации о фактическом состоянии деталей и узлов в процессе проведения ремонта.

Помимо вышеупомянутых стандартов, проблеме эффективной организации ремонтов и технического обслуживания оборудования посвящено значительное

число работ [1-3]. Основываясь на них, можно выделить следующую последовательность проведения ремонта, распространенную в области технического обслуживания тяжелого и уникального оборудования:

- Обнаружение симптомов неисправности: сообщения технологического или дежурного персонала, результаты осмотра оборудования и технического диагностирования.
- 2. Определение причины неисправности, вида повреждения.
- Принятие решения о выполнении ремонтных работ.
- 4. Подготовка материальных и трудовых ресурсов, определение времени проведения ремонта.
- 5. Остановка и ремонт оборудования.
- 6. Операции по регулировке и настройке механизма.
- Проведение пробных запусков механизма и, при необходимости, дополнительных ремонтных воздействий.

В работе на основе данных, полученных при проведении ремонта скиповой лебедки и последующей технической диагностики ее привода, выполнен анализ эффективности технических и организационных решений, принятых в ходе подготовки и собственно ремонта.

Введем несколько терминов, используемых в дальнейшем. Несвоевременный ремонт – ремонт, приводящий к снижению эффективности работы оборудования. Лучше ремонт провести на час раньше, чем на минуту позже отказа. Поведение оборудования должно быть предсказуемым и управляемым. Необоснованный ремонт – ремонт, выполняемый без должного обоснования, может вызвать, фактически, повреждение оборудования даже без учета возможных ошибок монтажа. Обоснованием необходимости проведения ремонта является обеспечение отсутствия повреждений смежных с ремонтируемой деталей. Этот принцип следует использовать при разработке нормативов работоспособного состояния узлов механического оборудования. В процессе проведения ремонта необходимо подтвердить устранение причины ухудшения технического состояния. Установить данную причину возможно при визуальном осмотре. Оценка качества проведенного ремонта должна определять степень улучшения технического состояния (уровня работоспособности) изделия.

При проведении ремонта скиповой лебедки ЛС-22,5-1 доменной печи выполнено вибрационное обследование механизма. Проводились измерения общего уровня и частотной формы вибрационного сигнала. Расположение контрольных точек показано на рис. 1. Результаты измерений параметров общего уровня вибрации приведены в табл. 1. Измерения проводились при подъеме правого и левого скипов. Большие значения параметров вибрации отмечены при подъеме левого скипа.

Анализ полученных данных при измерении общих параметров вибрации позволил сделать следующие предварительные выводы:

- по линии первого привода (со стороны доменной печи) подшипниковые узлы в точках 1.2 и 1.4 имеют почти двукратное изменение пикового значения виброускорения при изменениях режима работы;
- по линии второго привода (со стороны рудного двора) подшипниковые узлы 2.1 – 2.6 имеют двух-пятикратное изменение значений виброскорости и виброускорения при изменениях режима работы;
- причины различия в вибрационном состоянии скиповой лебедки: ослабление посадки под-

шипников, односторонние повреждения рабочей поверхности зубчатых передач, ослабление резьбовых соединений.

В спектрограмме виброскорости подшипниковой опоры 2.4 имеются: значительный пик 5,2 мм/с на оборотной частоте, составляющие на частотах 94, 99, 122, 137 Гц – до 1,4 – 1,8 мм/с, связанные с большими зазорами, повреждениями в подшипнике, нарушениями посадки и затяжки резьбовых соединений. В спектрограммах виброускорения признаки значительных повреждений подшипников (рис. 2) отсутствуют, уровень составляющих не превышает 1,6 м/с<sup>2</sup>.

Подшипниковая опора 2.5 имеет средней тяжести повреждения. Включает также колебания до 1,6 мм/с на частоте вращения промежуточного вала (2,5 Гц), что указывает на отклонения в работе зубчатой передачи промежуточный вал – барабан. Значения составляющих виброускорения по подшипниковой опоре 2.5 не превышают 0,5 м/с<sup>2</sup> (рис. 3).

На основе полученных данных можно сделать следующие выводы:

- Техническое состояние скиповой лебедки плохое, необходимо проведение ремонта.
- Возможные неисправности: ослабление резьбовых соединений, износ посадочных мест подшипников, начальная степень повреждений подшипников качения.
- Рекомендуется уточнить степень повреждения элементов, в частности зубчатых передач, после осмотра и дефектации во время полной разборки механизма. Необходимо восстановление посадочных мест и замена подшипников по линии второго привода.

При обследовании характера износа деталей и узлов скиповой лебедки доменной печи выполнялся визуаль-



Рис. 1. Расположение точек измерения вибрации

Таблица 1

Точка измерения	Среднеквадратичное значение виброскорости, мм/с	Виброускорение а-пик/а-скз м/с <sup>2</sup>	Точка измерения	Среднеквадратичное значение виброскорости, мм/с	Виброускорение а-пик/а-скз м/с <sup>2</sup>
1.1	0,9 1,3	0,7/3,0 0,5/2,1	2.1	9,6	6,2/25,1
1.2	2,0 2,9	1,3/8,7 1,1/6,9	2.2	4,4	2,9/15,3
1.3	1,5 1,4	0,7/3,2 0,7/3,9	2.3	4,1 1,5	1,5/7,3 4,5/35,5
1.4	1,4 2,0	1,2/7,4 0,8/3,1	2.4	15,7 6,4	4,2/16,2 9,7/55,1
1.5	1,6 2,9	1,5/5,5 0,8/3,8	2.5	4,8 2,3	1,6/5,9 3,3/12,7
1.6	0,9 1,2	0,7/3,3 0,5/2,6	2.6	10,0 1,8	1,0/5,3 5,0/21,2
1	0,9 1,3	0,4/1,9 0,7/3,3	2	1,1	0,5/2,2

# Среднеквадратичное значение виброскорости и виброускорения в частотном диапазоне 2 – 400 (10 – 4000) Гц для контрольных точек до ремонта

Примечание. 1. Допустимое значение виброскорости для опор электродвигателя по ГОСТ 20815-93 – 2,8 мм/с.

Допустимое значение виброскорости для подшипниковых опор скиповой лебедки – 7,1 мм/с по ГОСТ 10816-1-97.
 Допустимое значение виброускорения для подшипниковых опор двигателя и скиповой лебедки – 9,8 м/с<sup>2</sup> исходя из опыта эксплуатации аналогичных механизмов.



Рис. 2. Спектрограмма виброускорения в точке 2.4 до ремонта

ный осмотр и фотографирование узлов скиповой лебедки: зубчатых передач, посадочных мест подшипников, деталей подшипников.

Приводная шестерня барабана на промежуточном валу первой линии привода имеет задиры, повреждения рабочей поверхности в верхней части зуба (рис. 4).

Зубчатый венец барабана имеет неравномерный износ составляющих шевронной передачи. Отмечен неодинаковый износ боковых поверхностей зуба и образование уступа на одной из поверхностей. Общий износ зуба по толщине – 15 %.

Шестерня быстроходного вала второй линии привода имеет наплывы на вершине зуба (рис. 5). Пластические сдвиги наблюдаются у тяжелонагруженных зубчатых колес. На поверхности таких зубьев при перегрузке появляются пластические деформации с последующим сдвигом.



Рис. 3. Спектрограмма виброускорения в точке 2.5 до ремонта



Рис. 4. Шестерня быстроходного вала первой линии привода



Рис. 5. Шестерня быстроходного вала второй линии привода

Колесо промежуточного вала имеет значительный (до 20 %) износ зуба, неодинаковый по поверхностям, смятие и выкрашивание на рабочей поверхности. Приводная шестерня барабана на промежуточном валу вто-



Рис. 6. Шестерня промежуточного вала второй линии привода

рой линии привода имеет задиры, повреждения рабочей поверхности в верхней части зуба, неравномерный износ его боковых поверхностей (рис. 6). Задир зубьев возникает при нарушении сплошности масляной пленки, в случае появления металлического контакта между рабочими поверхностями зубьев и сопровождается нагревом металла вплоть до сваривания микрообъемов металла. Это приводит к появлению борозд, расположенных на рабочей поверхности зубьев, перпендикулярно оси колеса.

Посадочные места подшипников имеют значительный износ поверхности, следы рифлений и проворота подшипников. На подшипниковой опоре 2.4 возможна трещина в опоре (рис. 7).

Внешние кольца подшипников видимых повреждений не имеют. На наружной поверхности внешних колец отмечены следы проворота. Наибольшая интенсивность проворачивания – на подшипнике 2.4 (рис. 8).

Внутренние поверхности внутренних колец подшипников имеют следы фреттинг-коррозии (рис. 9), возникающей при микроперемещениях сопрягаемых поверхностей. Причина – ослабление посадки подшип-



Рис. 7. Износ посадочной поверхности подшипниковой опоры 2.4



Рис. 9. Фреттинг-коррозия внутренней поверхности внутреннего кольца подшипника



Рис. 8. Износ наружной поверхности внешнего кольца подшипника 2.4

ника на валу. Следствие – появление ударных нагрузок, ускоренный рост усталостных трещин.

Беговые дорожки подшипников имеют окислительный вид изнашивания (рис. 10), тела качения и сепараторы не имеют видимых значительных повреждений.

По результатам визуального осмотра необходимо было выполнить корректировку объема ремонтных работ, осуществить восстановление посадочных мест, замену зубчатых колес, затяжку резьбовых соединений. Однако из-за неверно выбранного времени проведения ремонта эти работы не выполнялись. Проведена замена подшипников валов редукторов.

Качество проведенного ремонта определено при вибрационном обследовании лебедки после ремонта. Результаты измерений параметров общего уровня вибрации приведены в табл. 2. Значения параметров вибрации не изменились. Основные причины вибрации – износ посадочных мест подшипниковых опор, износ рабочих поверхностей зубчатых передач не устранены.



Рис. 10. Окислительный износ беговой дорожки внешнего кольца подшипника 2.4

Спектрограммы виброускорения подшипниковых узлов 2.4, 2.5 (рис. 11, 12) остались без изменения. Организация ремонта не обеспечила эффективного восстановления работоспособности скиповой лебедки.

**Выводы.** При проведении рассмотренного ремонта не были в полной мере учтены результаты предварительной (до ремонта) вибродиагностики узлов привода скиповой лебедки, подтвержденные результатами визуального осмотра узлов в период ремонта. Это отрицательно сказалось на эффективности ремонта. Проведенные мероприятия не обеспечили, как показала послеремонтная вибродиагностика привода лебедки, нормализации его технического состояния.

Подтверждена актуальность известного положения о том, что необходимость проведения ремонта или технического обслуживания должна базироваться на максимально точной и объективной информации о техническом состоянии оборудования. При обосновании необходимости проведения ремонта и его планировании

# Таблица 2

Точка измерения	Среднеквадратичное значение виброскорости, мм/с	Виброускорение а-пик/а-скз м/с <sup>2</sup>	Точка измерения	Среднеквадратичное значение виброскорости, мм/с	Виброускорение а-пик/а-скз м/с <sup>2</sup>
1.1	3,6	1,8/6,3	2.1	3,8	1,3/4,9
1.1	2,5	1,3/4,4	2.1	7,4	5,9/16,2
1.2	5,1	1,3/6,0	2.2	12,0	8,4/26,4
	2,8	1,5/5,2	2.2	3,0	1,6/6,1
1.3	3,7	3,7 1,3/4,3		3,1	1,4/5,4
	2,0	0,9/2,9	2.5	4,7	6,0/24,0
1.4	4,9	2,3/8,0	2.4	13,8	10,1/35,4
	3,5	1,8/5,3	2.4	6,1	4,1/13,3
1.5	5,6	1,9/6,2	2.5	2,6	1,1/4,3
	2,0	1,0/3,5	2.3	5,8	4,9/16,0
1.6	1,5	0,6/2,6	2.6	4,3	2,9/11,6
	2,0	1,1/3,1	2.6	0,6	0,6/1,5

# Среднеквадратичное значение виброскорости и виброускорения в частотном диапазоне 2 – 400 (10 – 4000) Гц для контрольных точек после ремонта







Рис. 12. Спектрограмма виброускорения в точке 2.5 после ремонта

необходимо обеспечение принципа неповреждения деталей, смежных с ремонтируемым узлом.

Дальнейшие исследования необходимо вести в на-

правлении разработки формализованной процедуры сбо-

ра информации о фактическом состоянии оборудования

с применением приборных методов технической диагно-

стики и учета указанной информации в процедурах планирования объемов и сроков ремонтных работ, а также

# БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Оценка качества проведенного ремонта должна определяться на основе оценки степени улучшения технического состояния (уровня работоспособности) изделия с использованием, в том числе, методов вибродиагностики.
  - К р а в ч е н к о В.М. Техническое обслуживание и диагностика промышленного оборудования. – Донецк: ООО «Юго – Восток, ЛТД», 2004. – 504 с.
  - Смирнов А.Н., Герике Б.Л., Муравьев В.В. Диагностирование технических устройств опасных производственных объектов. – Новосибирск: Наука, 2003. – 244 с.

© 2013 г. В.М. Кравченко, В.А. Сидоров, В.В. Буцукин Поступила 16 ноября 2012 г.

УДК 669.041: 536.331.001.573

оценки их качества.

# Р.П. Коптелов, Г.К. Маликов, В.Г. Лисиенко

Уральский федеральный университет

# ОЦЕНКА ПАРАМЕТРОВ ИНТЕГРИРОВАНИЯ ДЛЯ ВЫЧИСЛЕНИЯ УГЛОВЫХ КОЭФФИЦИЕНТОВ ИЗЛУЧЕНИЯ ДЛЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ ЗОН

Аннотация. Проведено численное сравнение известных методов вычисления угловых коэффициентов при различном взаимном расположении поверхностей. Предложен простой критерий, который позволяет оценить погрешность вычисления угловых коэффициентов априори. Предложен алгоритм априорного выбора метода и количества узлов интегрирования до вычисления угловых коэффициентов. Алгоритм позволяет существенно сократить время вычисления угловых коэффициентов путем использования минимального количества узлов интегрирования, обеспечивая при этом желаемую точность для каждой конкретной пары поверхностей.

Ключевые слова: теплообмен излучением, угловые коэффициенты, интегрирование.

# INTEGRATION PARAMETERS VALUATION FOR SURFACE ZONES RADIATION ANGLE COEFFICIENT COMPUTATION

Abstract. The well known methods for view factor calculation are compared numerically for various geometric arrangements. Simple criterion is introduced that allows one to estimate the error in the computed view factor a priori. The algorithm for choosing the integration method and number of nodes before calculation of a view factor is proposed. The algorithm allows one to save much computation time by always using minimum number of nodes for each pair of surface zones and insures a desired accuracy.

Keywords: radiative heat transfer, view factors, integration.

Детализированные расчеты высокотемпературных энергетических агрегатов и печей требуют все более точных моделей теплообмена излучением [1, 2]. Моделирование теплообмена излучением требует вычисления большого числа угловых коэффициентов излучения, в том числе между ограничивающими поверхностями сетки. В ряде случаев (электрические печи сопротивления, индукционный нагрев, печи с радиационными трубами и с защитной атмосферой, охлаждение на адьюстаже и др.) наличием среды между поверхностями можно пренебречь.

В отсутствие поглощающей и рассеивающей среды на пути излучения тепловой поток на поверхность *i* с использованием зонального метода может быть записан следующим выражением [1]:

$$Q_i = A_i \sum_{j=1}^M F_{ij} \int_0^\infty \left( J_{\lambda,i} - J_{\lambda,j} \right) d\lambda, \tag{1}$$

где  $F_{ij}$  – угловой коэффициент между диффузными поверхностями *i* и *j*, *A* – площадь поверхности, *M* – количество поверхностей, участвующих в теплообмене, *J* – тепловой поток эффективного излучения,  $J_{\lambda,i}$  – спектральный тепловой поток эффективного излучения,  $\lambda$  – длина волны излучения. Угловой коэффициент излучения  $F_{ij}$  равен доле лучистой энергии, испущенной и отраженной поверхностью *i* и дошедшей напрямую до поверхности *j* [3]. В металлургических печах с большим количеством зон может потребоваться вычисление десятков, и даже сотен тысяч угловых коэффициентов  $F_{ij}$  [4]. Это представляет наибольшую сложность при вычислении тепловых потоков и температур в большом количестве поверхностных зон печи.

Угловые коэффициенты могут быть вычислены для каждой пары поверхностей всех поверхностных зон и записаны в матричной форме. Матрица угловых коэффициентов не зависит от температуры поверхностей, поэтому она может быть вычислена один раз и затем использоваться на всех дальнейших шагах для вычисления температур поверхностей и тепловых потоков на поверхности. Это важное преимущество использования угловых коэффициентов, однако здесь есть проблемы:

- вычисление угловых коэффициентов для *M* поверхностей имеет сложность *O*(*M*<sup>2</sup>), поэтому алгоритмы, удовлетворительные при малом числе поверхностей, могут оказаться непригодными по быстродействию при большом числе поверхностей [5];
- сложно контролировать точность вычисления. Известны два способа контроля точности вычисления угловых коэффициентов, но оба они являются эвристическими. Первый способ использование адаптивного интегрирования. Интеграл I вычисляется два раза с разным числом узлов интегрирования  $n_1$  и  $n_2$ ,  $n_2 > n_1$ . Если разница между полученными значениями мала:  $|I(n_1) - I(n_2)| < \varepsilon$ , то в качестве значения интеграла принимают  $I(n_2)$ , в противном случае требуется дальнейшее увеличение числа узлов интегрирования [5]. Такой подход дает апостериорную оценку погрешности. Второй способ подходит в случае использования метода Монте-Карло. Существует приближенное правило, в соответствии с которым средняя ошибка вычисления угловых коэффициентов обратно пропорциональна корню из числа испущенных лучей. Однако это правило подходит для оценки средней погрешности, оно не позволяет оценить погрешность вычисления конкретного углового коэффициента [3].

#### Методы вычисления угловых коэффициентов

Здесь рассматриваются четыре метода вычисления угловых коэффициентов, описанные в работе [5].

#### Двукратное поверхностное интегрирование

Основная формула для углового коэффициента  $F_{12}$  определяет его через двойной поверхностный интеграл:

$$F_{12} = \frac{1}{\pi A_1} \int_{A_1} \int_{A_2} \frac{\cos(\theta_1)\cos(\theta_2)}{r^2} dA_2 dA_1,$$
(2)

где  $A_1$  и  $A_2$  – площади поверхностей 1 и 2;  $\theta_1$  и  $\theta_2$  – углы между нормалями  $\overline{n}_1$  и  $\overline{n}_2$  и центрами элементарных площадок  $dA_1$  и  $dA_2$ ; r – расстояние между этими элементарными площадками (рис. 1).

### Двукратное контурное интегрирование

С помощью теоремы Стокса поверхностные интегралы в формуле (2) превращаются в контурные интегралы:



Рис. 1. Иллюстрация формул двойного поверхностного и двойного контурного интегрирования

1

$$F_{12} = \frac{1}{\pi A_1} \oint_{C_1} \oint_{C_2} \ln(r) d\bar{c}_1 d\bar{c}_2, \qquad (3)$$

где  $C_1$  и  $C_2$  – граничные контуры поверхностей  $A_1$  и  $A_2$ ;  $d\bar{c}_1$  и  $d\bar{c}_2$  – элементарные отрезки соответствующих контуров; r – расстояние между центрами этих элементарных отрезков (рис. 1).

### Однократное поверхностное интегрирование

Угловой коэффициент между бесконечно малой площадкой и площадкой конечных размеров (многоугольником) может быть вычислен по формуле, предложенной в работе [6]:

$$dF_{12} = \frac{1}{2\pi} \sum_{j=1}^{NE_2} \overline{g}_j \overline{n}_1,$$
 (5)

где  $NE_2$  – число ребер многоугольника;  $\overline{g}_j$  – вектор с длиной, равной центральному углу с хордой, равной длине ребра многоугольника и центром на бесконечно малой площадке. Вектор  $\overline{g}_j$  направлен по нормали к плоскости, образованной ребром многоугольника и точкой на площадке  $dA_1$ ,  $\overline{n}_1$  – нормаль к поверхности 1. Формула проиллюстрирована на рис. 2, *a*. Вычисление по этой формуле эквивалентно применению метода единичной сферы (Unit Sphere) [1].

Угловой коэффициент между двумя многоугольниками может быть вычислен путем интегрирования формулы (5):

$$dF_{12} = \frac{1}{2\pi A_1} \int_{A_1} \sum_{j=1}^{NE_2} \overline{g}_j \, \overline{n}_1 dA_1.$$
 (5)

### Однократное контурное интегрирование

Один из интегралов в уравнении (3) в случае прямой линии интегрирования (ребра E) может быть вычислен аналитически [7]:



Рис. 2. Иллюстрация формул однократного поверхностного (а) и однократного контурного интегрирования (δ)

$$I_{2} = \int_{\overline{E}} \ln(r) d\overline{E} = \left[ r_{1} \ln r_{1} \cos(r_{1} \wedge E) + r_{2} \ln r_{2} \times \cos(r_{2} \wedge E) + h(r_{1} \wedge r_{2}) - |E| \right],$$
(6)

где |E| – длина ребра  $\overline{E}$ ;  $r_1$  и  $r_2$  – расстояния между элементарным отрезком контура  $d\overline{c_1}$  и концами ребра E;  $(r_1 \wedge r_2)$  – угол между векторами  $\overline{r_1}$  и  $\overline{r_2}$ ; h – длина перпендикуляра, опущенного от  $d\overline{c_1}$  на линию ребра E(рис. 2,  $\delta$ ). Другие записи этой формулы даны в работах [3, 5].

#### Аналитическое решение

Аналитическое решение двойного контурного интеграла предложено в работе [8]. Однако это решение мало подходит для практических приложений из-за высокого времени счета. Приводятся данные [5] о том, что аналитическое решение [8] в 100 раз медленнее, чем вычисление углового коэффициента по любому из четырех методов интегрирования, если по каждой переменной интегрирования используются 4 узла (например в двойном контурном интеграле используется  $16 \cdot 4^2 = 256$  узлов, и в двойном поверхностном интеграле используется  $4^4 = 256$  узлов).

### Прочие методы

Существуют методы, наиболее подходящие для вычисления угловых коэффициентов в сложных системах с препятствиями на пути излучения, такие как метод Монте-Карло [1] и проекционные методы. Во всех проекционных методах облученная площадка/поверхность проектируется на специальную поверхность: на полусферу в методе единичной сферы, на поверхность на половины куба [9], на плоскость [10] или на грани тетраэдра [11]. Полученная проекция подразделяется на «пиксели», и для каждого пикселя проверяется, на поверхность какой зоны падает энергия, прошедшая через этот пиксель. Обзор методов, использующих проектирование на полусферу, приведен в работе [12].

Также существует несколько методов, применение которых ограничено частными случаями расчетной геометрии. Метод внутренности сферы (Inside Sphere Method) подходит для расчета угловых коэффициентов между осесимметричными поверхностями [1], а методы натянутых нитей [1] и CDM (collapsed dimensions method) [13] подходят для двумерной геометрии.

# Геометрический критерий для априорной оценки погрешности

### Причины использования методов интегрирования

Использование методов интегрирования для вычисления угловых коэффициентов вместо аналитического решения обусловлено следующими причинами:

- На практике требуется точность вычисления угловых коэффициентов 1 – 5 % или даже 10 %. Точность вычисления тепловых потоков и температур зависит не только от точности вычисления угловых коэффициентов, но и от радиационных свойств поверхностей. Если радиационные характеристики известны с точностью до 5 %, то точное вычисление угловых коэффициентов, не сильно увеличив точность расчета температур, лишь потребует дополнительного времени.
- Приближенные методы позволяют вычислить угловые коэффициенты с достаточной точностью гораздо быстрее, чем аналитическое решение.
- Приближенные методы иногда могут быть адаптированы для расчета недиффузных угловых коэффициентов [14] и угловых коэффициентов

в сложных геометриях с препятствиями [5], для этих важных случаев аналитического решения не существует.

Одна из целей данной работы состоит в априорной оценке ошибки вычисления угловых коэффициентов. Это позволяет выбирать параметры интегрирования для каждого случая расположения поверхностей до вычисления углового коэффициента.

# Зависимости между расположением поверхностей и погрешностью вычисления углового коэффициента

Двойной контурный интеграл возможно является наиболее популярным для вычисления угловых коэффициентов. Формула (3) содержит только расстояние между поверхностями, поэтому это расстояние может быть выбрано в качестве критерия для оценки погрешности методов вычисления угловых коэффициентов. Формулы двойного поверхностного интеграла и однократного контурного интеграла также содержат расстояние между точками поверхностей. Другой возможный параметр для оценки погрешности – взаимный наклон поверхностей, однако для него в данной работе не было найдено связи с погрешностью вычисления.

Угловые коэффициенты для двух коаксиальных единичных квадратов были вычислены с помощью двойного контурного интеграла (рис. 3). Видно, что относительная ошибка быстро уменьшается при увеличении расстояния между квадратами (их плоскостями). Даже для близко расположенных квадратов угловой коэффициент может быть получен с высокой точностью. Эти факты соответствуют результатам другого исследования [5]. В случае многоугольников, лежащих в параллельных плоскостях, расстояние между многоугольниками является расстоянием между их плоскостями, однако для произвольно расположенных многоугольников понятие «расстояние между многоугольниками» не определено. Можно предложить использовать минимальное расстояние между многоугольниками, которое меньше, чем расстояние между любыми другими двумя точками, принадлежащими этим многоугольникам. Поэтому, если элементарный угловой коэффициент между ближайшими точками будет найден с заданной точностью, то средний угловой коэффициент будет найден даже с большей точностью.

Однако данный критерий имеет некоторые недостатки:

- Вычисление минимального расстояния необходимо для каждой пары многоугольников, т.е. *M*<sup>2</sup> значений должно быть вычислено.
- Вычисление минимального расстояния между двумя многоугольниками является нетривиальной задачей. Минимальное расстояние – это расстояние между ближайшими точками, однако расположение этих точек зависит от взаимного расположения многоугольников. Эти точки могут находиться в углах многоугольников, на их ребрах, внутри многоугольников или в комбинации этих способов (рис. 4). Поэтому вычисление минимального расстояния между многоугольниками может занять времени даже больше, чем само вычисление углового коэффициента, если используется небольшое число узлов интегрирования.



Рис. 3. Относительная погрешность вычисления углового коэффициента для двух единичных коаксиальных квадратов: 1 - n = 2; 2 - n = 3; 3 - n = 4; 4 - n = 5



Рис. 4. Расположение ближайших точек на двух многоугольниках: *а* – в углах многоугольников; *б* – на ребрах; *в* – внутри; *г* – комбинация (*a*) и (*в*)

# Эффективное расстояние (ЭР) между многоугольниками

В данном разделе предлагается критерий взаимного расположения многоугольников, который лишен недостатков, присущих критерию минимального расстояния. Пусть для каждого многоугольника вычислен центр и радиус ограничивающей сферы. Любой многоугольник может быть заключен в эту сферу, но не все его вершины могут лежать на ее поверхности, иными словами это не описанная сфера. Простой алгоритм вычисления ограничивающей сферы показан в работе [15]. Вычисленная сфера получается в среднем на 5 % больше, чем минимальная ограничивающая сфера. Алгоритм выполняется в два прохода. В первом проходе находятся две сильно удаленные друг от друга точки (не обязательно максимально удаленные). Начальная сфера строится так, чтобы эти две точки были концами ее диаметра. Во втором проходе проверяется, принадлежит ли точка сфере, и, если нет, то сфера расширяется так, чтобы включить в себя эту точку.

Введем эффективное расстояние между двумя многоугольниками (или любыми другими фигурами) как расстояние между центрами ограничивающих сфер, деленное на сумму радиусов этих сфер (рис. 5): ЭР =  $|O_2 - O_1|/|R_1 + R_2|$ .

Введенный критерий имеет следующие преимущества: расстояние между центрами сфер характеризует среднее расстояние между многоугольниками, критерий безразмерный, вычисление ограничивающей сферы проще, чем вычисление минимального расстояния; вычисление ограничивающей сферы нужно проводить только для каждой поверхности, т.е. лишь M сфер должно быть вычислено вместо  $M^2$ . Для каждой пары поверхностей необходимо только вычисление по простейшей формуле: ЭР =  $|O_2 - O_1|/|R_1 + R_2|$ .

### Схема численного экспертимента

Погрешность вычисления углового коэффициента зависит от расстояния между плоскостями для случая двух коаксиальных квадратов (см. рис. 3). Однако для практического использования необходимо иметь подобную зависимость для произвольных четырехугольников, так как во многих случаях четырехугольники являются элементами поверхности конечно-разностной сетки. В данной работе множество угловых коэффициентов было вычислено для произвольно расположенных четырехугольников и проанализирована связь между введенным критерием ЭР и точностью вычислений.

Четырехугольники генерировались следующим образом. Использовались четыре базовых четырехугольника (рис. 6): единичный квадрат (*a*), прямоугольник ( $\delta$ ) и два параллелограмма с разными длинами сторон и углом 60° (*в*, *г*). Такие четырехугольники часто получаются при разбиении модели печи на зоны.

Угловые коэффициенты рассчитывались для пар четырехугольников одинаковой формы. Первый четырехугольник располагался в плоскости z = 0 и не преобразовывался в дальнейшем. Его площадь всегда устанавливалась равной единице, а центр находился в



Рис. 5. Геометрическая иллюстрация критерия эффективного расстояния: a -общий случай;  $\delta -$ частный случай. ЭР = 1, если сферы касаются друг друга



Рис. 6. Различные четырехугольники

начале координат. Второй четырехугольник преобразовывался в другой четырехугольником той же формы, но с другим размером, смещением относительно начала координат и наклоном (рис. 7).

Был использован набор коэффициентов масштабирования: 0,1; 0,5; 1,0; 2,0; 10,0. Смещение по вертикали производилось на значения: 0,1; 0,13 ... 8,7 – всего 18 значений, которые составляют геометрическую прогрессию с шагом 1,3. Смещение по вертикали всегда больше нуля, поэтому четырехугольники не лежат в одной плоскости. Смещение по горизонтали вдоль оси х производилось на те же значения, за исключением первого значения, которое устанавливалось равным нулю. Четырехугольник вращался вокруг осей х и z. Угол поворота вокруг каждой оси варьировался от 0 до  $\pi/2$  с шагом  $\pi/18$ . Коэффициент масштабирования, вертикальное и горизонтальное смещение, а также углы поворота варьировались независимо друг от друга. Полное число различных взаимных расположений четырехугольников равно 5·10<sup>5</sup>.

# Результаты численного эксперимента

Угловые коэффициенты для множества четырехугольников были вычислены с использованием четырех методов: двойного поверхностного интегрирования, однократного поверхностного интегрирования, двойного контурного интегрирования и однократного контурного интегрирования. Везде использовались квадратурные формулы Гаусса (произведение одномерных формул). Здесь n – количество узлов интегрирования по одной координате интегрирования, т.е. полное число узлов N равно 16n в однократном контурном интеграле,  $n^2$  в однократном поверхностном интеграле,  $16n^2$  в двойном контурном интеграле и  $n^4$  в двойном поверхностном интеграле.

На рис. 8 показаны достигаемые значения относительной погрешности при использовании двойного контурного интеграла при n = 3 (N = 16.9 = 144).

Видно, что погрешность уменьшается при увеличении ЭР. Можно найти значения ЭР: ЭР(10 %), ЭР(5 %), ЭР(2 %) и ЭР(1 %) такие, что, если ЭР<sub>*ij*</sub>, вычисленный для пары четырехугольников *i*, *j* больше, чем, например, ЭР(5%), то погрешность априори может быть оценена меньшей, чем 5 %, так как это выполняется для всевозможных взаимных расположений четырехугольников (см. рис. 8). Другими словами, устанавливаются следующие соотношения:

$$\exists \mathbf{P}_{ii} < \exists \mathbf{P}(10\%) \to \Delta F_{ii}/F_{ii} < 10\%, \tag{7}$$

$$\Theta P_{ii} < \Theta P(5\%) \to \Delta F_{ii}/F_{ii} < 5\%, \tag{8}$$

$$\exists \mathbf{P}_{ij} < \exists \mathbf{P}(2\%) \to \Delta F_{ij} / F_{ij} < 2\%, \tag{9}$$

$$\Im P_{ii} < \Im P(1\%) \to \Delta F_{ii}/F_{ii} < 1\%$$
(10)

и так далее для любой точности.

Значения ЭР(10 %), ЭР(5 %), ЭР(2 %) и ЭР(1 %) определены при различном числе узлов интегрирова-



Рис. 7 Преобразование над вторым многоугольником:

а – вращение; б – сдвиг и масштабирование; в – конечное положение после преобразований



Рис. 8. Зависимость между относительной погрешностью вычисления углового коэффициента и ЭР. Каждая точка представляет один из 5·10<sup>5</sup> угловых коэффициентов. Для анализа использовались только угловые коэффициенты со значением больше 10<sup>-4</sup>

ния в четырех методах (табл. 1). В первых трех методах при расчетах использовалась одинарная точность (числа по 4 байта), однако такой точности недостаточно при использовании однократного контурного интеграла. Когда в однократном контурном интеграле использовалась одинарная точность, невозможно было получить погрешность меньше 10 % даже при большом числе узлов. Поэтому в однократном контурном интеграле использовалась двойная точность.

В качестве точных значений угловых коэффициентов были взяты значения, полученные с помощью однократного контурного интегрирования при n = 40 с двойной точностью. Все вычисления были реализованы на Фортране и исполнялись на процессоре Pentium II 1.83 GHz.

Используя соотношения (7 – 10) и данные табл. 1, можно сформулировать алгоритм выбора метода интегрирования и количества узлов:

 Для всех угловых коэффициентов выбирается желаемая точность *х* %. Это означает, что в табл. 1 выбирается соответствующая колонка.

- Для всех поверхностей вычисляется ограничивающая сфера.
- Для каждой пары четырехугольников *i*, *j* вычисляется значение ЭР<sub>ij</sub>. Для каждого метода находится такое минимальное значение *n*, при котором будет выполняться требование по точности: ЭР(*x* %, *n*) ≤ ЭР<sub>ij</sub> ≤ ЭР (*x* %, *n* + 1). Левая часть неравенства позволяет выполнить требования по точности, а правая часть приводит к использованию минимального числа узлов.
- Имея четыре значения *n* для четырех методов и значения времени, которое требуется на вычисление по каждому из методов, можно выбрать самый быстрый метод для вычисления углового коэффициента F<sub>ii</sub>.

Из табл. 1 видно, что точность результатов сильно зависит от введенного критерия ЭР, и угловые коэффициенты можно вычислять, используя, в основном, небольшое число узлов интегрирования. Критерий ЭР подходит для большинства возможных расположений поверхностей, однако одновременно приводит и к не-

### Таблица 1

Метод вычисления	n, число узлов в одномерном интеграле	N, полное число узлов интегрирования	Время расчета 10 <sup>6</sup> угловых коэффициентов, с	ЭР (10 %)	ЭР (5 %)	ЭР (2 %)	ЭР (1 %)
	1	$1^4 = 1$	0,66	4,10	6,20	7,40	9,20
<del></del>	2	$2^4 = 16$	2,04	1,55	2,00	2,60	2,95
Двойной	3	$3^4 = 81$	5,92	1,20	1,35	1,55	1,60
интеграл	4	$4^4 = 256$	15,02	1,05	1,20	1,20	1,35
miterpari	5	$5^4 = 625$	32,76	0,9	1,05	1,05	1,20
	6	$6^4 = 1296$	64,14	0,80	0,90	1,00	1,05
	1	$1^2 = 1$	1,86	3,60	5,10	8,40	10,20
	2	$2^2 = 4$	6,89	1,55	2,00	2,60	2,95
Однократный	3	$3^2 = 9$	15,13	1,20	1,35	1,55	1,60
интеграл	4	$4^2 = 16$	26,65	1,05	1,20	1,20	1,35
miterpart	5	$5^2 = 25$	41,51	0,90	1,05	1,05	1,20
	6	$6^2 = 36$	59,74	0,80	0,90	1,00	1,05
	1	$16 \cdot 1^2 = 16$	3,33	6,30	6,65	8,70	9,10
	2	$16 \cdot 2^2 = 64$	7,41	2,45	3,20	3,20	3,70
Двойной	3	$16 \cdot 3^2 = 144$	13,75	1,80	1,90	2,30	2,30
интеграл	4	$16 \cdot 4^2 = 256$	22,37	1,35	1,45	1,45	1,80
F	5	$16 \cdot 5^2 = 400$	33,35	1,05	1,15	1,35	1,35
	6	$16 \cdot 6^2 = 576$	46,69	1,05	1,05	1,05	1,15
	1	$16 \cdot 1 = 16$	10,22	6,25	6,65	8,70	9,10
Однократный	2	$16 \cdot 2 = 32$	18,07	2,25	2,25	2,95	3,35
контурный интеграл	3	$16 \cdot 3 = 48$	25,86	1,50	1,50	1,75	2,00
r	4	$16 \cdot 4 = 64$	33,59	0,90	1,05	1,15	1,35

Значения эффективного расстояния, которые позволяют вычислить угловой коэффициент с заданной точностью

достатку этого критерия. Чтобы выполнить требования по точности во всех возможных случаях, значения ЭР получаются завышенными. Для частных случаев значения ЭР могут быть намного ниже. Например, радиусы ограничивающих сфер для двух коаксиальных квадратов равны  $R_1 = R_2 = 1/\sqrt{2}$ . Если квадраты находятся на расстоянии, равном единице, то ЭР =  $\sqrt{2}/2 \approx 0,71$ . В этом случае точность 10 % не может быть достигнута, судя по табл. 1. Однако рис. 3 показывает, что на самом деле даже n = 2 достаточно, чтобы получить точность 1 %. Это означает, что минимальное число узлов, которое получается по табл. 1 при ЭР > 1, не может быть определено при ЭР < 1, особенно если необходима точность 1 %.

Определим долю угловых коэффициентов, для которых можно с помощью данной таблицы определить достаточное количество узлов. Если  $\Im P > 1$  для двух четырехугольников, то угловой коэффициент может быть вычислен любым из четырех методов при небольшом числе узлов. Отметим, что  $\Im P = 1$ , если ограничивающие сферы четырехугольников касаются друг друга (см. рис. 5,  $\delta$ ). Следовательно  $\Im P > 1$ , если ограничивающие сферы не пересекаются и не касаются. Тогда предложенный алгоритм подходит

для всех пар четырехугольников, ограничивающие сферы которых не пересекаются. Доля таких четырехугольных поверхностей может быть оценена, исходя из следующего упрощения: ограничивающие сферы двух поверхностей пересекаются, только если поверхности являются соседними, т.е. имеют общее ребро. Для каждой из *М* поверхностей только 8 поверхностей являются соседними. Для каждой поверхности нужно вычислить *M*-1 угловых коэффициентов: 8 с соседними поверхностями и (M-1) - 8 = M - 9 с остальными поверхностями, с которыми у данной поверхности  $\Im P > 1$ . Итак, (M - 9)/(M - 1) угловых коэффициентов могут быть эффективно вычислены по предложенному алгоритму, и только для 8/(M-1) угловых коэффициентов нужен другой алгоритм. Соответствующие доли угловых коэффициентов представлены в табл. 2. Можно видеть, что предложенный алгоритм подходит более, чем для 90 % угловых коэффициентов, если модель состоит из 100 поверхностей, и более чем для 99 %, если модель состоит из 1000 поверхностей. Соседние поверхности составляют малую долю от всех пар поверхностей, и только для них требуется использовать квадратурные формулы высокого порядка или аналитическое решение.

# Таблица 2

Доля / Число поверхностей	30	50	100	150	200	400	1000
(M-9)/(M-1), % (могут)	72,4	83,7	91,9	94,6	96,0	98,0	99,2
8/( <i>M</i> -1), % (не могут)	27,6	16,3	8,1	5,4	4,0	2,0	0,8

Доли угловых коэффициентов, которые могут или не могут быть эффективно вычислены с использованием предложенного алгоритма

**Выводы.** Проведено численное сравнение различных методов вычислений угловых коэффициентов излучения между четырехугольными поверхностями для их различных геометрических расположений. Для каждого из четырех методов вычисления и для каждого фиксированного числа узлов интегрирования было рассчитано более 2.10<sup>5</sup> угловых коэффициентов.

Результаты показали, что точность вычислений углового коэффициента может быть априори оценена с помощью одного простого параметра – эффективного расстояния. Это позволяет априори выбирать минимальное число узлов интегрирования для каждой пары четырехугольников, благодаря чему в несколько раз сокращается время вычисления матрицы угловых коэффициентов и достигается желаемая точность.

Предложенный алгоритм выбора числа узлов интегрирования хорошо подходит для площадок с  $\Im P \ge 1$ . Для площадок с  $\Im P < 1$  (площадки, имеющие общее ребро) необходимо использовать интегрирование с гораздо большим числом узлов, однако практика моделирования показывает, что для большинства случаев металлургических печей площадки с  $\Im P < 1$  составляют лишь 1 - 10 % общего числа пар излучающих площадок.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Modest M.F. Radiative heat transfer. New York: Academic press, 2003. – 822 p.
- Лисиенко В.Г. Совершенствование и повышение эффективности энерготехнологий и производств. Интегрированный энерго-экологический анализ: теория и практика. Т. 1. М.: Теплотехник, 2010. 688 с.

- 3. Emery A.F., Johansson O., Lobo M., Abrous A. // ASME journal of heat transfer. 1991. No. 113. P. 413 – 422.
- Маликов Г.К., Лисиенко В.Г., Коптелов Р.П. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2010. № 7. С. 53 – 59.
- Walton G.N. Calculation of obstructed view factors by adaptive integration. Washington, National institute of standards and technology – NISTIR 6925. 2002. – 20 p.
- 6. Hottel H.C., Sarofim A.F. Radiative Transfer. New York: McGraw-Hill. 1967. – 410 p.
- Mitalas G.P., Slephenson D.G. Fortran IV programs to calculate radiant interchange factors. NRC of Canada, Ottawa, DBR-25. 1966. – 30 p.
- 8. Schroder P., Hanrahan P. A closed form expression for the form factor between two polygons. Department of computer science, Princeton university, technical report CS-404-93. 1993. 12 p.
- Cohen M.F., Greenberg D.P. // ACM SIGGRAPH. 1985. No. 19(3). P. 31 – 40.
- **10.** Recker R.J., George D.W., Greenberg, D.P. // Computer Graphics. 1990. No. 24(2). P. 59 66.
- Beran-Koehn J.C., Pavicic M.J. Delta Form Factor Calculations for the Cubic Tetrahedral Algorithm. Graphics Gems III. – New York: Academic Press, 1992. P. 324 – 328.
- 12. Kim S., Yoon K. An alternative to the hemicube algorithm for computing form factor. // International conference Graphicon. Moscow, 2000.
- Subhash C.M., Shukla A., Yadav V. // International communications in heat and mass transfer. 2008. No. 35(5). P. 630 636.
- 14. DiLaura D.L., Proc. 33-rd. National heat transfer conf. Albuquerque. 1999. P. 99 107.
- Glassner A.S. Graphics Gems I. New York: Academic Press, 1990. P. 301 – 303.

© 2013 г. Р.П. Коптелов, Г.К. Маликов, В.Г. Лисиенко Поступила 31 июля 2012 г. УДК 621.778

<sup>1</sup>ООО «Феникс +» <sup>2</sup>Магнитогорский государственный технический университет

# ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ НА ПРИРОСТ ОСЕВОГО НАПРЯЖЕНИЯ В РАБОЧЕМ КОНУСЕ И КАЛИБРУЮЩЕМ ПОЯСКЕ ВОЛОКИ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ СТАЛЬНОЙ ПРОВОЛОКИ

Аннотация. Выполнены расчеты прироста осевого напряжения в калибрующем пояске, полного напряжения волочения и относительного прироста полного напряжения от действия силы контактного трения при разных параметрах деформации проволочной заготовки.

*Ключевые слова*: волочение, проволока, методика расчета, осевое напряжение, коэффициент трения, затраты энергии на преодоление контактного трения.

# ASSESSMENT OF GAINS CONTACT FRICTION AXIAL STRESS IN THE WORKING CONE AND THE CALIBER OF THE GIRDLE PORTAGES AT DRAWING STEEL WIRE

Abstract. Performed calculations rate of the axial stress in the caliber of bands, the total voltage wire drawing and the relative increase in the total voltage of the force of contact friction with different parameters of the workpiece deformation wire.

Keywords: drawing, wire, method of calculation, the axial stress and the coefficient of friction, the cost of energy to overcome the contact friction.

Контактное трение при обработке металлов давлением увеличивает работу деформации, снижает стойкость инструмента, ведет к возникновению и усилению неоднородности деформации [1]. Значения прироста осевого напряжения в рабочем конусе и калибрующем пояске волоки, вычисленные по разным методикам, могут существенно отличаться. Поэтому в настоящее время нет однозначного представления о величине затрат энергии на преодоление силы внешнего трения во всем рабочем канале волоки и отдельно в цилиндрическом пояске при холодном волочении проволоки [2 - 5].

Целью работы является показать абсолютную и относительную величину прироста осевого напряжения в калибрующем пояске и на выходе волоки, вызванного силой контактного трения при разных значениях основных параметров деформации круглой сплошной заготовки.

Полное осевое напряжение определяли с учетом четырех составляющих:

$$\sigma_{z\Sigma} = \sigma_{z1} + \sigma_{z2} + \sigma_{zq} + \sigma_{cd},$$

где  $\sigma_{z1}$ ,  $\sigma_{z2}$  – прирост осевого напряжения в рабочем конусе и калибрующем пояске волоки соответственно;  $\sigma_{zq}$ ,  $\sigma_{cd}$  – составляющие от действия напряжения противонатяжения и от дополнительного сдвига металла на входе и выходе из рабочего конуса соответственно. Трение оказывает влияние на величину трех составляющих:  $\sigma_{z1}$ ,  $\sigma_{z2}$ ,  $\sigma_{za}$ .

Величину предела текучести металла σ<sub>si</sub> в зависимости от коэффициента вытяжки μ представляют степенной зависимостью [4, 5]:

$$\sigma_{si} = \sigma_{s0} \mu^k, \tag{1}$$

где  $\sigma_{s0}$ ,  $\sigma_{si}$  – предел текучести металла на входе и выходе рабочего конуса волоки; k – коэффициент упрочнения;  $\mu = (r_0/r_k)^2$  – коэффициент вытяжки,  $r_0$ ,  $r_k$  – радиус заготовки до и после деформации. Эмпирическая формула (1) наиболее подходит для описания изменения прочности холоднотянутой углеродистой проволоки из патентированной заготовки при холодном волочении [4].

Расчет основной составляющей полного осевого напряжения – прироста осевого напряжения в рабочем конусе волоки выполнили по формуле [6, 7]:

$$\sigma_{z1} = \sigma_{s0} \int_{1}^{\mu^*} \mu^{k-1} (1 + f \operatorname{ctg} \alpha) d\mu, \qquad (2)$$

где f – коэффициент трения;  $\alpha$  – угол наклона образующей рабочего конуса к оси волочения. При расчете  $\sigma_{z1}$  по формуле (2) учитывается непрерывное изменение предела текучести вдоль длины очага деформации согласно зависимости (1).

Расчет прироста осевого напряжения в пояске выполнили по формуле, учитывающей его величину на входе пояска [8]:

$$\sigma_{z2} = 2fl(\sigma_{sk} - \sigma_{zk})/r_k = 2fl(\sigma_{s0}\mu^k - \sigma_{zk})/r_k, \quad (3)$$

где *l*,  $r_k$  – длина и радиус пояска;  $\sigma_{rk}$  – осевое напряжение на входе пояска, определяемое по формуле (6). Разность значений предела текучести и осевого напряжения на входе калибрующего пояска, стоящая в круглых

скобках конечного выражения, определяет величину радиального напряжения в этом месте.

Губкин С.И. [9] предложил формулу для расчета прироста осевого напряжения в калибрующем пояске:

$$\sigma_{z2} = 2\nu\sigma_{sk} fl/r_k$$

где v – коэффициент, зависящий от условий деформации, v = 0, 1 - 1, 0. Для простоты расчета прироста напряжения часто принимают v = 1, 0 [10], тогда

$$\sigma_{z2} = 2\sigma_{sk} f l / r_k. \tag{4}$$

В этом случае расчетная величина прироста завышается. Если же вместо величины  $\sigma_{sk}$  принять среднее значение предела текучести  $\sigma_s$  в очаге деформации [11], то завышение прироста осевого напряжения при использовании  $\sigma_{sk}$  несколько снизится

$$\sigma_{z2} = 2\sigma_s f l / r_k, \tag{5}$$

где  $\sigma_s = (\sigma_{s0} + \sigma_{sk})/2.$ 

Прирост напряжения в пояске согласно зависимостям (4) и (5) пропорционален соответственно пределу текучести на входе пояска и среднему его значению в рабочем конусе волоки. В предложенной формуле (3) прирост пропорционален разности значений предела текучести и осевого напряжения или модулю радиального напряжения на входе пояска.

Прирост осевого напряжения от действия противонатяжения и деформации сдвига металла на входе и выходе рабочего конуса волоки определили по известным в теории волочения формулам:

$$\sigma_{zq} = \sigma_q / \mu^{f \operatorname{ctg}\alpha};$$
  
$$\sigma_{cd} = 4\sigma_s \operatorname{tg}\alpha / (3 \cdot \sqrt{3});$$

где  $\sigma_q$  – напряжение противонатяжения. Осевое напряжение на входе пояска и полное напряжение волочения определяются соответствующими равенствами:

$$\sigma_{zk} = \sigma_{z1} + \sigma_{zq} + \sigma_{cd};$$
  
$$\sigma_{z\Sigma} = \sigma_{zk} + \sigma_{z2}.$$

Относительную величину прироста полного осевого напряжения от действия силы контактного трения, % оценивали по формуле

$$\delta = 100 (\sigma_{z\Sigma} - \sigma_{z\Sigma0}) / \sigma_{z\Sigma}, \qquad (6)$$

где  $\sigma_{z\Sigma}$  – полное напряжение при значениях коэффициента трения 0,005; 0,025; 0,05; 0,10 и 0,15;  $\sigma_{z\Sigma0}$  – полное напряжение при отсутствии трения.

Расчет выполнили при следующих исходных данных: диаметр и длина калибрующего пояска 2 мм. Начальный предел текучести металла  $\sigma_{s0} = 800 \text{ M}\Pi a$  и коэффициент упрочнения k = 0,25 (1).

Линии 1 - 5 рис. 1, a - 6 определяют область оптимальных углов, при которых минимально полное напряжение волочения. С ростом коэффициента трения область оптимальных углов смещается вправо, в область более высоких значений угла α. При отсутствии трения линия 0 не имеет минимума. Прирост осевого напряжения в пояске σ<sub>-2</sub> по формуле (3) меньше, чем при расчете по известным выражениям (4) и (5). Поэтому полное напряжение о<sub>-х.</sub> и относительный прирост  $\delta(a, c, w)$ , которые вычислены с учетом прироста напряжения  $\sigma_{2}$  в пояске по формулам (4) и (5), больше соответствующих параметров, определенных по новой зависимости (3). Особенно это заметно при высоких значениях коэффициента трения 0,10 и 0,15. Кривые для прироста осевого напряжения в пояске (г) имеют максимум, так как на входе пояска при определенных значениях угла α наблюдается минимальное осевое напряжение. Зависимости (4) и (5) не учитывают величину осевого напряжения на выходе рабочего конуса и, в частности, одного из параметров величины деформации – угла волочения α. Поэтому линии для σ<sub>2</sub>, прямые (д, е) и параллельны оси абсцисс. Значения исследуемых параметров  $\sigma_{r_{\Sigma}}, \sigma_{r_{2}}$  и  $\delta$ , вычисленные с применением формул (4) и (5), значительно не отличаются.

Зависимости на рис. 2 для относительного прироста полного напряжения волочения б от действия контактного трения даны при коэффициенте вытяжки 1,15 (a - e) и 1,25 (e - e). Для построения всех графиков использована формула (3), а формула (4) только для зависимостей (б). Снижение прироста δ от действия противонатяжения при коэффициенте вытяжки 1,15 и длине пояска 2 мм показывает сравнение кривых (a) и (b), а при коэффициенте вытяжки 1,25 и отсутствии пояска – сравнение кривых ( $\partial$ ) и (e). Рост обжатия заготовки также снижает прирост б. Это видно, например, при анализе кривых рис. 2, а и рис. 1, ж, построенных при отсутствии противонатяжения и длине пояска 2 мм, а также кривых рис. 2, в и рис. 2, г при действии противонатяжения. Линии зависимостей рис. 2, е находятся ниже соответствующих линий других графиков рис. 2 и рис. 1, ж, так как первые построены при действии противонатяжения, отсутствии пояска и большем значении коэффициента вытяжки 1,25. С ростом угла волочения α снижается значимость влияния величины коэффициента трения на прирост  $\delta$ , так как все кривые сходятся.

При волочении стальной проволоки величина угла а находится в пределах от  $4 - 10^{\circ}$ . Примем распространенные для практики холодного волочения стальной проволоки значения коэффициента трения в интервале 0,025 - 0,10 [3, 12]. Пусть длина пояска равна 1 мм, противонатяжение отсутствует, а угол  $\alpha = 6^{\circ}$ . При коэффициенте вытяжки 1,15 (единичном обжатии 13,0 %) и коэффициенте трения 0,025 и 0,10 относительный прирост  $\delta$  соответственно равен 24,5 и 54,6 %. Значе-



Рис. 1. Зависимость полного напряжения волочения (*a* – *в*), прироста осевого напряжения в пояске σ<sub>22</sub> (*z* – *e*) и относительного прироста полного напряжения δ (*ж* – *u*) от действия контактного трения при отсутствии противонатяжения и коэффициенте вытяжки 1,25 в зависимости от угла волочения α:

*а, г, ж* – расчет с использованием формулы (3); *б*, *д*, *з* – формулы (4); *в*, *е*, *u* – формулы (5); *0* – *f* = 0; *1* – *f* = 0,005; *2* – *f* = 0,025; *3* – *f* = 0,05; *4* – *f* = 0,10; *5* – *f* = 0,15

ние прироста  $\delta$  равно 20,4 и 47,7 % при коэффициенте вытяжки 1,4 (единичном обжатии 28,6 %) и коэффициенте трения 0,025 и 0,10 соответственно. Пусть приложено напряжение противонатяжения 200 МПа, что составляет 25 % исходного предела текучести, равного 800 МПа. Тогда при f = 0,025 и 0,10 и коэффициенте вытяжки 1,15 прирост  $\delta = 9,9$  и 29,2 %, а при  $\mu = 1,4$  имеем  $\delta = 10,6$  и 29,9 %. Рост напряжения противонатяжения снижает прирост осевого напряжения в пояске согласно формуле (3) и повышает полное напряжение, что уменьшает относительный прирост (6), особенно при малом коэффициенте вытяжки. Поэтому при коэффициенте вытяжки 1,15 величина δ снизилась в большей мере от действия противонатяжения, чем при коэффициенте вытяжки 1,4.

Расчеты показали, что при отсутствии противонатяжения значения исходного предела текучести  $\sigma_{s0}$  и коэффициента упрочнения *k* не влияют на относитель-



Рис. 2. Зависимость относительного прироста полного напряжения δ от действия контактного трения от угла волочения α: *a* - *s* - коэффициент вытяжки 1,15; *c* - *e* - коэффициент вытяжки 1,25; *a*, *б*, *d* - нет противонатяжения; *s*, *c*, *e* - напряжение противонатяжения 200 МПа; *d*, *e* - нет пояска; *a* - *c* - длина пояска 2 мм; *б* - расчет с применением формулы (4); остальные обозначения на рис. 1

ный прирост  $\delta$  при заданном характере упрочнения (1) и принятых формулах для определения составляющих полного напряжения  $\sigma_{z1}$ ,  $\sigma_{z2}$ ,  $\sigma_{zq}$  и  $\sigma_{cd}$ . Относительный прирост  $\delta$  позволяет оценить долю потерь энергии на преодоление напряжений контактного трения в рабочем конусе и калибрующем пояске волоки. Увеличение обжатия заготовки, угла волочения и напряжения противонатяжения снижают показатель  $\delta$ . Однако это не всегда приводит к повышению эффективности деформирования по причине роста усилия протяжки в проходе маршрута волочения и частоты разрушения обрабатываемого металла. Улучшение же условия контактного трения позволяет одновременно уменьшить прирост  $\delta$  и силу волочения.

**Выводы.** Величина прироста осевого напряжения в пояске по формуле (3) ниже, чем по формулам (4) и (5). Формула (3) учитывает величину осевого напряжения и предела текучести на входе калибрующего пояска, а, следовательно, основные параметры деформации проволочной заготовки: угол волочения α, напряжение противонатяжения, длину пояска, коэффициенты вытяжки, трения и упрочнения. Линия зависимости прироста осевого напряжения от угла волочения по формуле (3) имеет максимум. В целом величина относительного

прироста осевого напряжения в рабочем канале волоки δ, вызванного силой контактного трения, при общепринятых значениях параметров волочения стальной проволоки составляет 10 - 55 %. Наибольшее влияние на относительный прирост осевого напряжения от действия контактного трения оказывают значения коэффициентов трения и вытяжки, угла рабочего конуса волоки и напряжения противонатяжения. Значения исходного предела текучести и коэффициента упрочнения существенно влияют на величину абсолютного прироста осевого напряжения в пояске, но в значительно меньшей степени сказываются на относительной величине общего прироста осевого напряжения δ. Для выполнения уточненных расчетов осевого напряжения волочения при повышенных значениях коэффициентов трения (f > 0.05), вытяжки ( $\mu > 1.25$ ) и напряжения противонатяжения ( $\sigma_a > 0,15\sigma_{s0}$ ) вместо формул (4) и (5) можно рекомендовать зависимость (3).

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. М: Высшая школа, 1963. 389 с.
- 2. Тарнавский А.Л. Эффективность волочения с противонатяжением. – М.: Металлургиздат, 1959. – 152 с.

- **3.** Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 447 с.
- Кулеша В.А., Клековкина Н.А., Белалов Х.Н. Изготовление высококачественных метизов (научный и практический опыт Белорецкого металлургического комбината). – Магнитогорск: Магнитогорский дом печати, 1999. – 327 с.
- 5. Гурьянов Г.Н. Расчет, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки: Монография. Магнитогорск: МГТУ, 2008. 358 с.
- **6.** Гурьянов Г.Н. // Заготовительные производства в машиностроении. 2011. № 7. С. 35 – 40.
- Гурьянов Г.Н. Методика и результаты расчета прироста осевого напряжения при изменении вдоль рабочего канала волоки параметров деформации проволоки // Обработка сплош-

ных и слоистых материалов: Межвуз. сб. науч. тр. / Под ред. М.В. Чукина. –Магнитогорск: МГТУ, 2011. Вып. 37. С. 72 –78.

- **8.** Гурьянов Г.Н. // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 6. С. 32 – 35.
- **9.** Губкин С.И. Пластическая деформация металлов. Т. 3. М.: Металлургиздат, 1960. 306 с.
- 10. Зыков Ю.С. // Сталь. 1998. № 4. С. 54 55.
- **11.** Осадчий В.Я., Воронцов А.Л. // Производство проката. 2001. № 6. С. 3 8.
- **12.** Мор У., Павельски О., Расп В. // Черные металлы. 1987. С. 16 22.

© 2013 г. Г.Н. Гурьянов, О.С. Железков Поступила 12 ноября 2012 г.
УДК 669.017:544.344

## В.Е. Баженов, М.В. Пикунов

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

## ОСОБЕННОСТИ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ ДВОЙНОЙ ЭВТЕКТИКИ В ТРЕХКОМПОНЕНТНОЙ СИСТЕМЕ

Аннотация. В работе рассмотрен механизм изменения массы и состава фаз при равновесной кристаллизации эвтектических сплавов в трехкомпонентных системах. На примере модельной системы А–В–С показано, что равновесная кристаллизация двойных эвтектик в трехкомпонентных системах определяется «распадом» и «взаимодействием» подобно кристаллизации твердого раствора. Выяснено, что эвтектическое превращение имеет большую склонность к равновесной кристаллизации, так как процесс «распада» преобладает над процессом «взаимодействия». Выявленные закономерности были подтверждены при рассмотрении кристаллизации в реальной системе Al–Si–Cu.

Ключевые слова: эвтектическая кристаллизация, неравновесная кристаллизация, распад и взаимодействие, Al-Si-Cu, механизм кристаллизации.

## PECULIARITIES OF BINARY EUTECTIC'S CRYSTALLIZATION IN THREE-COMPONENT SYSTEM

*Abstract.* Considered mechanism of changing of mass and composition of phases at equilibrium solidification of binary eutectic alloys in three-component system. It is shown by way of *A*–*B*–*C* model system that equilibrium solidification of binary eutectics in three-component systems is defined by "decomposition" and "interaction" that is similar to crystallization of one solid solution. It was found out that eutectic transformation has more turn for equilibrium solidification because "decomposition" prevails over "interaction" process. Revealed regularities were approved at considering of Al–Si–Cu crystallization in reality.

Keywords: eutectic crystallization, nonequilibrium crystallization, decomposition and interaction, Al-Si-Cu, crystallization mechanism.

Механизм изменения состава и массы фаз позволяет более глубоко понять, каким образом происходит фазовое превращение. В работе [1] был рассмотрен механизм изменения массы и состава фаз при равновесной кристаллизации сплавов твердых растворов в двухкомпонентных и трехкомпонентных системах. Было выяснено, что равновесная кристаллизация сплавов твердых растворов, как в двойной, так и в тройной системе, складывается из двух параллельно идущих процессов, названных ранее «распадом» и «взаимодействием». Можно предположить, что кристаллизация двойной эвтектики в трехкомпонентной системе также идет как по механизму распада, вследствие чего из жидкости выпадают две разные твердые фазы, так и по механизму взаимодействия, поскольку равновесный состав обеих твердых фаз изменяется по ходу кристаллизации двойной эвтектики.

В настоящей работе рассматривается моновариантная эвтектическая реакция, которая реализуется в трехкомпонентной системе. Это превращение происходит в интервале температур и должно осуществляться, как предполагается, по двум параллельно идущим механизмам распада и взаимодействия.

Для того, чтобы выяснить механизм кристаллизации сплавов твердых растворов, авторы работы [1] использовали ранее введенную специальную величину  $C_x$ , которая представляет собой состав вещества, переходящего из жидкости в твердую фазу [2]. Для описания эвтектического превращения также можно использовать эту величину и рассмотреть ее изменение в зависимости от положения сплава на диаграмме состояния и хода кристаллизации этого сплава.

В САПР SolidWorks была построена трехмерная модель диаграммы состояния тройной системы A-B-C, проекция которой представлена на рис. 1. В этой системе имеются три моновариантные эвтектические превращения  $e_1(L + \alpha + \beta) - 75 \% A + 25 \% B$ ,  $e_2(L + \beta + \gamma) - 70 \% B + 30 \% C$ ,  $e_3(L + \alpha + \gamma) - 40 \% A + 60 \% C$  и одно нонвариантное эвтектическое превращение  $E(L + \alpha + \beta + \gamma) - 45,3 \% A + 22,7 \% B + 32 \% C$ . Температуры плавления, компонентов: A - 850 °C, B - 750 °C, C - 650 °C; эвтектик:  $e_1 - 650 \text{ °C}$ ,  $e_2 - 450 \text{ °C}$ ,  $e_3 - 400 \text{ °C}$ , E - 300 °C.

Рассмотрим нулевой (i=0), первый (i=1) и второй (i=2) шаги равновесной кристаллизации сплава  $C_0$  (см. рис. 1). Этот сплав лежит на линии  $e_1 - E$ , поэтому в нем сразу кристаллизуется двойная эвтектика  $e_1(\alpha + \beta)$ . При температуре ликвидуса рассматриваемого сплава  $t^{i=0}$  (i – номер шага) жидкость будет иметь состав  $C_0$ , ее массовая доля равна 1. При понижении температуры до  $t^{i=1}$  жидкость состава  $C_0$  оказывается неравновесной и происходит ее распад с образованием новой жидкости состава  $C_L^{i=1}$  и двух твердых фаз  $\alpha$  и  $\beta$  состава  $C_{\alpha}^{i=1}$  и  $C_{\beta}^{i=1}$  соответственно. Массовые доли образовавшихся фаз определяются конодным треугольником  $C_L^{i=1} = 1 - C_{\alpha}^{i=1} = 1 - C_{\beta}^{i=1}$  по правилу рычага. На этом превращения пер-



Рис. 1. Проекция трехкомпонентной диаграммы состояния системы *A*-*B*-*C* с нонвариантным эвтектическим превращением *E*(*L* + α + β + γ)

вого шага завершаются. При дальнейшем понижении температуры до  $t^{i=2}$  жидкость состава  $C_L^{i=1}$  оказывается неравновесной, так как находится внутри конодно-го треугольника  $C_L^{i=2} - C_{\alpha}^{i=2} - C_{\beta}^{i=2}$ . Она распадается на две твердые фазы  $C_{\alpha}^{i=2}$  и  $C_{\beta}^{i=2}$ , при этом жидкость приобретает равновесный для новой температуры состав  $C_L^{i=2}$ . Массовые доли фаз, как и на первом шаге, определяются правилом рычага. Однако на этом процесс не заканчивается, поскольку часть  $\alpha$ -фазы состава  $C_{\alpha}^{i=1}$  и часть  $\beta$ -фазы состава  $C_{\beta}^{i=1}$  являются неравновесными при данной температуре. Они должны изменить свой состав в соответствии с конодным треугольником  $C_L^{i=2} - C_{\alpha}^{i=2} - C_{\beta}^{i=2}$ . Это и есть процесс взаимодействия, который заключается в присоединении части жидкости состава  $C_L^{i=2}$  к прежде появившимся твердым фазам  $\alpha$ и  $\beta$ , имеющим состав  $C_{\alpha}^{i=1}$  и  $C_{\beta}^{i=1}$ . За счет этого состав этих твердых фаз изменяется и становится равным  $C_{\alpha}^{i=2}$ и  $C_{\beta}^{i=2}$  соответственно. В ходе процесса взаимодействия массовая доля жидкости уменьшается, а массовые доли фаз α и β увеличиваются. По окончании процесса взаимодействия вся  $\alpha$ -фаза будет иметь состав  $C_{\alpha}^{i=2}$ ,  $\beta$ -фаза – состав  $C_{\beta}^{i=2}$ . Жидкость будет иметь состав  $C_L^{i=2}$ . На третьем и всех последующих шагах превращение будет складываться из описанных процессов распада и взаимодействия. Таков механизм равновесной кристаллизации двойной эвтектики  $e_1(\alpha + \beta)$ .

При неравновесной кристаллизации сплава  $C_0$  по модели Петрова-Шейля превращения на нулевом и первом шагах будут идентичны таковым при равновесной кристаллизации. Отличия начинаются со второго шага. Имевшаяся при температуре  $t^{i=1}$  жидкость состава  $C_L^{i=1}$  при температуре  $t^{i=2}$  становится неравновесной и из нее выпадают две твердые фазы состава  $C_{\alpha}^{i=2}$  и  $C_{\beta}^{i=2}$ , при этом масса жидкости уменьшается и она приобре-

тает равновесный для данной температуры состав  $C_L^{i=2}$ . При равновесной кристаллизации ранее образовавшиеся слои твердой фазы  $C_{\alpha}^{i=1}$  и  $C_{\beta}^{i=1}$  взаимодействовали с жидкостью и приобретали равновесный состав  $C_{\alpha}^{i=2}$  и  $C_{\beta}^{i=2}$ . Известно, что нарушение процесса равновесной кристаллизации сплава твердого раствора связано с невозможностью выравнивания состава ранее образовавшихся слоев твердой фазы вследствие очень незначительного диффузионного массопереноса в твердой фазе ( $D_{\rm TB} \approx 10^{-8} \, {\rm cm}^2/{\rm c}$ ) в сравнении с массопереносом в жидкой фазе ( $D_{\rm x} \approx 10^{-5} \, {\rm cm}^2/{\rm c}$ ). Поскольку процесс взаимодействия не происходит, состав ранее появившихся кристаллов  $\alpha$  и  $\beta$ -фазы останется неизменным –  $C_{\alpha}^{i=1}$  и  $C_{\alpha}^{i=1}$ . Таким образом,  $\alpha$ -фаза будет состоять из слоев  $C_{\alpha}^{i=1}$ и  $C_{\alpha}^{i=2}$ , а  $\beta$ -фаза из слоев  $C_{\beta}^{i=1}$  и  $C_{\beta}^{i=2}$ . Состав жидкости будет тот же, что и при равновесной кристаллизации  $C_L^{i=2}$ , но массовая доля этой жидкости будет больше. На третьем и последующих шагах кристаллизация будет протекать также только путем распада.

Очевидно, чем большая массовая доля твердой фазы образуется по механизму распада, тем вероятнее, при прочих равных условиях, что кристаллизация сплава будет ближе к равновесной. И наоборот, чем большая массовая доля сплава образуется по механизму взаимодействия, кристаллизация такого сплава с большей вероятностью будет ближе к неравновесной. Нужно при этом иметь в виду, что в реальных условиях все сплавы кристаллизуются неравновесно.

Немаловажными для рассмотрения кристаллизации двойных эвтектик в тройных системах являются еще три показателя. Это состав вещества, уходящего из жидкости  $C_x^L$ , и составы вещества, присоединяющегося к  $\alpha$ -фазе –  $C_x^{\alpha}$  и к  $\beta$ -фазе –  $C_x^{\beta}$ . Ранее, а также в работе [1], было показано, что состав вещества, уходящего из жидкости и присоединяющегося к твердой фазе в каждый температурный момент, в сплавах твердых растворах в двойных и тройных системах изменяется, начиная от состава первых кристаллов твердой фазы и кончая составом последних капель жидкости. Величины  $C_x$  определяли для каждого шага расчета по уравнению

$$C_x = \frac{M^i C^i - M^{i-1} C^{i-1}}{M^i - M^{i-1}},$$
(1)

где  $M^i$  и  $M^{i-1}$  – массовая доля фазы ( $\alpha$ ,  $\beta$  или L) на текущем и предыдущем шагах;  $C^i$  и  $C^{i-1}$  – состав каждой из указанных фаз на текущем и предыдущем шагах.

В работе рассмотрена равновесная и неравновесная по Петрову-Шейлю кристаллизация двойной эвтектики в трех сплавах модельной системы A-B-C (рис. 2, табл. 1). Оценена также вероятность равновесного и неравновесного процесса. Необходимо отметить, что общая склонность сплава к неравновессной кристаллизации должна быть оценена обязательно с учетом кристаллизации первичного твердого раствора. В данной работе рассмотрено только эвтектическое превращение  $L \rightarrow \alpha + \beta$ .

Как видно, у всех трех представленных в табл. 1 сплавов – двойных эвтектик  $e_1(\alpha + \beta)$  величина  $M_{\rm pacn}$  превышает  $M_{\rm pac}$ . Следовательно, для них вероятнее реальная



Рис. 2. Сплавы 1, 2, 3 в системе А-В-С

Таблица 1

#### Показатели кристаллизации сплавов системы А-В-С (см. рис. 2)

		Состав сплава, % (по массе)				
		1	2	3		
		<i>A</i> – 22,89 <i>B</i> – 12,50 <i>C</i>	<i>A</i> – 22,45 <i>B</i> – 16,34 <i>C</i>	<i>A</i> – 22,00 <i>B</i> – 23,50 <i>C</i>		
Равновесная кристалли-	$M_{\text{расп}}^{e1}$ , массовая доля распада эвтектики $e_1(\alpha + \beta)$	0,614	0,570	0,405		
	$M_{_{\rm B3}}^{e1}$ , массовая доля взаимодействия эв- тектики $e_1(\alpha + \beta)$	0,386	0,430	0,140		
зация	$M_{e1}^{p}$ , массовая доля эвтектики $e_{1}(\alpha + \beta)$	1,000	1,000	0,545		
	$M_E^p$ , массовая доля эвтектики $E(\alpha + \beta + \gamma)$	0	0	0,455		
	$t_{\pi}^{\rm p}/t_{\rm c}^{\rm p}, ^{\circ}{\rm C}$	561/371	526/300	445/300		
	$M_{e1}^{\text{H}}$ , массовая доля эвтектики $e_1(\alpha + \beta)$	0,774	0,669	0,424		
Неравновес- ная кристал- лизация	$M_{E}^{H}$ , массовая доля эвтектики $E(\alpha + \beta + \gamma)$	0,226	0,331	0,576		
	$t_{\pi}^{\rm H}/t_{\rm c}^{\rm H}, {}^{\circ}{\rm C}$	561/300	526/300	445/300		
	$\Delta M_{e1} = (M_{e1}^{p} - M_{E}^{H})$ , убыль массовой доли эвтектики $e_{1}(\alpha + \beta)$	0,226	0,331	0,121		

кристаллизация, более близкая к равновесной. Неравновесная кристаллизация по Петрову-Шейлю у всех сплавов сопровождается уменьшением массовой доли двойной эвтектики  $e_1(\alpha + \beta)$ , присущей равновесному процессу: для сплава 1 эта доля равна (1,000 – 0,774 = 0,226), для сплава 2 – (1,000 – 0,669 = 0,331), для сплава 3 – (0,545 – 0,424 = 0,121).

В табл. 2 представлены более подробные сведения о равновесной кристаллизации сплава 2, имеющего состав, % ( по массе): A - 22,45 B - 16,34 C (см. табл. 1). Шаг расчета по температуре составил 5 °C, результаты расчета представлены выборочно через каждые 25 °C. В табл. 2 указаны массовые доли всех трех равновесных фаз ( $M_L, M_{\alpha}, M_{\beta}$ ) и массовые доли двух твердых фаз а и  $\beta$ , образовавшиеся за счет распада и взаимодействия ( $M_{\text{расп}}^{\alpha}, M_{\text{расп}}^{\beta}, M_{\text{вз}}^{\beta}$ ). Указано содержание двух ком-

понентов (*A*, *B*) в перемещающемся веществе, уходящем из жидкости и приходящем в твердые фазы  $\alpha$  и  $\beta$  ( ${}^{A}C_{x}^{L}, {}^{B}C_{x}^{L}, {}^{A}C_{x}^{\alpha}, {}^{B}C_{x}^{\alpha}, {}^{A}C_{x}^{\beta}, {}^{B}C_{x}^{\beta}$ ).

Из табл. 2 видно, что в начальный период кристаллизации рассматриваемого сплава преобладает механизм распада. Так, при 505 °C у α-фазы  $M_{\rm pacn}^{\alpha} = 0,0234, M_{\rm B3}^{\alpha} = 0,0015,$  т.е.  $M_{\rm pacn}^{\alpha}$  превышает  $M_{\rm B3}^{\alpha}$  в 0,0234/0,0015 = 15,6 раз. При 405 °C обе величины практически сравниваются –  $M_{\rm pacn}^{\alpha} = 0,0057, M_{\rm B3}^{\alpha} = 0,0060.$  У β-фазы при 505 °C  $M_{\rm pacn}^{\beta} = 0,0099, M_{\rm B3}^{\beta} = 0,0009$  т.е.  $M_{\rm pacn}^{\beta}$  превышает  $M_{\rm B3}^{\beta}$  в 0,0099/0,0009 = 11 раз. При 430 °C эти величины одинаковы:  $M_{\rm pacn}^{\beta} = 0,0034$ ,  $M_{\rm B3}^{\beta} = 0,0034$ . При понижении температуры у обеих фаз  $M_{\rm B3}$  увеличивается. У α-фазы при 300 °C  $M_{\rm B3}^{\alpha} = 0,0100, M_{\rm pacn}^{\alpha} = 0,0002,$  т.е. доля взаимодействия превышает долю распада в 0,0100/0,0002 = 50 раз. У β-фазы при

Таблица 2

	Массовая доля фаз $M_L, M_{\alpha}, M_{\beta}$ и содержание компонентов $A$ и $B$ в каждой фазе $(L, \alpha, \beta)$			Величины $M^{lpha,eta}_{ m pacn}$ и $M^{lpha,eta}_{ m B3}$ фаз $lpha$ и $eta$		Содержание компонентов $A$ и $B$ в переходящем веществе ( $C_x^{L, \alpha, \beta}$ ) для фаз $L$ , $\alpha$ и $\beta$		
Температура, С	$M_L/{^AC_L}/$	$M_{lpha}^{\prime}/$	$M_{eta}/{}^{A}C_{eta}/$	$i M_{\rm pacn}^{\alpha} /$	${}^{i}M^{\alpha}_{\scriptscriptstyle B3}/$	$AC_x^L/$	$AC_x^{\alpha}/BC^{\alpha}$	${}^{A}C_{x}^{\beta}/$
	${}^{B}C_{L}$	$^{B}C_{a}$	${}^{B}\dot{C}_{\beta}$	<sup>•</sup> M <sup>+</sup> <sub>pacn</sub>	* <i>M</i> <sup>+</sup> <sub>B3</sub>	${}^{B}C_{x}^{-}$		${}^{\scriptscriptstyle D}C_x^{\scriptscriptstyle P}$
	1,00	0	0	0/	0/	0/	0/	0/
525,9	61,2	87,4	33,3	0	0/	0	0/	0/
	22,4	7,5	62,0	0	0	0	0	0
	0,84	0,12	0,05	0.0234/	0.0015/	70.0	86.2	32.5
505	59,3	86,7	32,9	0,0234/	0,0013/	70,0	6.8	61.3
	22,3	7,1	61,6	0,0077	0,0007	23,2	0,0	01,5
	0,68	0,22	0,10	0.0160/	0.0031/	67.7	8/1	31.5
480	57,2	85,9	32,4	0,0100/	0,00317	22.8	5.0	60.0
	22,1	6,7	61,1	0,0000	0,0017	22,0	5,7	00,0
	0,56	0,31	0,14	0.0112/	0.0042/	65.0	81.6	30.5
455	55,3	85,0	32,0	0.0048	0.0027	22.3	19	58.6
	22,0	6,3	60,6	0,0040	0,0027	22,5	ч,)	50,0
	0,45	0,38	0,17	0.0080/	0.0052/	62.0	78.6	29.6
430	53,4	84,1	31,5	0,0080/	0,0032/	22.0	/8,0	29,0 57.1
	22,0	6,0	60,0	0,0034	0,0054	22,0	4,1	57,1
	0,36	0,44	0,20	0.0057/	0.0060/	58.8	75.2	28.8
405	51,7	83,0	31,1	0,00377	0,0000/	21.8	3.4	20,0 55.6
	22,0	5,6	59,4	0,0024	0,0040	21,0	, Э, т	55,0
	0,27	0,49	0,23	0.0030/	0.0060/	55 5	71.5	28.2
380	50,0	81,9	30,8	0,0039/	0,0009/	21.8	28	54.0
	22,1	5,4	58,7	0,0010	0,0047	21,0	2,0	54,0
	0,19	0,55	0,27	0.0025/	0.0078/	52.2	67.7	27.8
355	48,5	80,7	30,4	0,0023/	0,0078/	21.0	25	27,0 52.6
	22,2	5,1	58,1	0,0010	0,0055	21,9	2,5	52,0
	0,10	0,60	0,30	0.0014/	0.0087/	40.1	62.8	27.5
330	47,0	79,4	30,1	0,0014/	0,00877	49,1	05,0	51.2
	22,4	4,9	57,4	0,0000	0,0005	22,1	2,5	51,2
	0,00	0,66	0,34	0.0002/	0.0100/	15.6	50.3	27.2
300	45,3	77,7	29,8	7 1.10-5	0,0100/	0,0100/ 43,0	27,5	27,5 10.8
	22,7	4,6	56,5	7,4.10-5	0,0075	22,0	2,5	49,0

Показатели равновесной кристаллизации сплава, содержащего, % (по массе): A - 61,21; B - 22,45; C - 16,34 (сплав 2 в табл. 1)

300 °С доля взаимодействия превышает долю распада в  $0,0075/(7,4\cdot10^{-5}) = 100$  раз.

Таким образом можно отметить, что если в общем для сплава 2 вероятнее реальная кристаллизация, более близкая к равновесной, как это было показано ранее в табл. 1, в начале процесса кристаллизации это действительно так. Однако в конечный период реальная кристаллизация становится более вероятной как неравновесная, поскольку  $M_{\rm B3}$  превышает  $M_{\rm pacn}$  в десятки раз для обеих твердых фаз  $\alpha$  и  $\beta$ .

Состав вещества, уходящего из жидкости ( ${}^{A}C_{x}^{L}, {}^{B}C_{x}^{L}$ ) и приходящего в твердые фазы ( ${}^{A}C_{x}^{\alpha}, {}^{B}C_{x}^{\alpha}$  и  ${}^{A}C_{x}^{\beta}, {}^{B}C_{x}^{\beta}$ ), для рассматриваемого сплава можно видеть на проекции диаграммы состояния A-B-C (рис. 3, *a*). Пространственное изображение этих кривых представлено на рис. 3, *б*. Кривая изменения состава вещества, уходящего из жидкой фазы, для сплава 2 начинается в точке *d* и заканчивается в точке тройной эвтектики *E*. Черными пунктирными линиями обозначен конодный треугольник *f*-2-*k* при температуре ликвидуса сплава 2. Точка *d* лежит на поверхности окончания кристаллизации двойной эвтектики  $e_1(\alpha+\beta)$ , ограниченной точками  $a_2-a_6-b_4-b_6$ .

Целесообразно сопоставить процессы, происходящие в сплавах рассматриваемой эвтектической системы с теми, которые имеют место в сплавах системы тройных твердых растворов [1]. Там состав уходящего из жидкости и присоединяющегося к твердой фазе вещества лежит на поверхности солидуса системы и в самом начале кристаллизации равен составу первых кристаллов твердой фазы. Здесь, в системе с эвтектическими превращениями, при кристаллизации моновариантной эвтектики е<sub>1</sub> состав вещества, уходящего из жидкости в начале процесса, также совпадает с составом образующейся твердой фазы. Из рис. 3, а видно, что  $M_{n} = kd/kf = 0,705$  и при температуре 505 °C можно получить примерно то же количество α-фазы  $M_{a}/(M_{a}+M_{B})=0,12/(0,12+0,05)=0,706$  (см. табл. 2). При понижении температуры ниже ликвидуса сплава кривая  $C_x^{\alpha}$  переходит внутрь области кристаллизации двойной эвтектики *e*<sub>1</sub>(α+β). Это хорошо видно на пространственной диаграмме (рис. 3, б). В конце процесса состав жидкости приходит в точку кристаллизации тройной эвтектики Е, что схоже с процессом, происходящим в системе с тройным твердым раствором, где состав переходящего вещества совпадает с составом последних капель жидкой фазы.

Состав вещества, присоединяющегося к кристаллам твердым фазам  $\alpha$  и  $\beta$ , представлен на рис. 3, *а*. Состав вещества, присоединяющегося к кристаллам  $\alpha$ -фазы, изменяется по кривой *fg*. В начале процесса он соответствует составу кристаллов  $\alpha$ -фазы на начальном шаге (точка *f*), по ходу превращения состав  $C_x^{\alpha}$  все больше отличается от состава  $C_{\alpha}$  (см. табл. 2) и в конце превращения попадает в область фаз  $\alpha + \gamma$  (точка *g*).

Состав вещества, присоединяющегося к кристаллам β-фазы, изменяется по кривой *kn*. В начале процесса он



Рис. 3. Кривые  $C_x^L$ ,  $C_x^{\alpha}$ ,  $C_x^{\beta}$  для сплава 2 (A – 22,45 B – 16,34 C) (рис. 1, табл. 1) на проекции (a) и в объемной модели (б) диаграммы состояния системы A−B−C

соответствует составу кристаллов  $\beta$ -фазы на начальном шаге (точка k), по ходу превращения состав  $C_x^{\beta}$  все больше отличается от состава  $C_{\beta}$  (см. табл. 2) и в конце превращения попадает в область фаз  $\beta + \gamma$  (точка n). Важно отметить, что нахождение кривых изменения состава переходящего вещества  $C_x^{\alpha}$  и  $C_x^{\beta}$  в других фазовых областях диаграммы нисколько не противоречит достижению фазового равновесия в данной системе. Условием трехфазного равновесия фаз  $\alpha$ ,  $\beta$ , L является нахождение составов фаз  $C_{\alpha}$ ,  $C_{\beta}$ ,  $C_L$  на конодном треу-

гольнике при данной температуре, оно достигается перемещением компонентов в пропорциях, описываемых линиями  $C_x^{\alpha}$ ,  $C_x^{\beta}$  и  $C_x^L$ .

Рассмотрена кристаллизация сплавов – двойных эвтектик в системе Al–Si–Cu (рис. 4). Для расчетов использовали программу Thermo-Calc. Использовали термодинамическую базу TTAl5. Расчет в программе Thermo-Calc осуществляется CALPHAD-методом. Рассматривались моновариантные эвтектические превращения  $e_1[L + (Al) + (Si)] - 87,5 \% Al + 12,5 \% Si,$  $e_2[L + (Al) + \theta] - 66,8 \% Al + 33,2 \% Cu, и нонвариант$  $ное эвтектическое превращение <math>E[L + (Al) + \theta + (Si)] -$ 67,3 % Al + 5,4 % Si + 27,3 % Cu. Расчеты производились для четырех сплавов (1 – 4) двойных эвтектик $(Al) + <math>\theta$  (аналоги сплавов модельной системы A-B-C) и пяти сплавов (5 – 9) – двойных эвтектик (Al) + (Si). Результаты по первым четырем сплавам представлены в табл. 3.

Как можно видеть по данным табл. 3, для всех четырех сплавов вероятнее реальная кристаллизация, более близкая к равновесной, поскольку у них  $M_{\rm pacn}$  в 3 – 5 раз превышает  $M_{\rm B3}$ . Однако, по аналогии со сплавом 2 модельной системы A-B-C, можно предполагать, что к концу процесса кристаллизации будет резко усиливаться вероятность неравновесного процесса.

В табл. 4 приведены показатели кристаллизации двойной эвтектики [(Al) + (Si)] системы Al–Si–Cu.

Для всех пяти сплавов, рассмотренных в табл. 4 и являющихся двойными эвтектиками [(Al) + (Si)],  $M_{\rm pacn}$ 

в несколько раз превышает  $M_{\rm B3}$ , так что нужно считать, что реальная кристаллизация этих сплавов будет в целом ближе к равновесной, но, учитывая то, что установлено для двойной эвтектики в модельной системе A-B-C (см. табл. 2), следует ожидать, что вероятность неравновесного хода кристаллизации резко возрастет к концу процесса, что и было подтверждено (см. далее).

Более подробный анализ равновесной кристаллизации был проведен для сплава 7 (табл. 5).

Рассматриваемый в табл. 5 сплав является двойной эвтектикой [(Al) + (Si)], равновесно кристаллизующейся в интервале 569 – 525 °C. В самом начале процесса равновесной кристаллизации при 564 °C, что на 5 °C ниже равновесного ликвидуса для фазы (Al),  $M_{\rm pacn} = 0,0424$ ,  $M_{\rm B3} = 0,0049$ ; для фазы (Si)  $M_{\rm pacn} = 0,0052, M_{\rm B3} = 0,0005$ , т.е. для обеих твердых фаз  $M_{\rm pacn}$  примерно в 10 раз превышает  $M_{\rm B3}$ . Это позволяет утверждать, что в данный температурный период реальная кристаллизация будет более вероятна как равновесная. При 545 – 540 °C величины  $M_{\rm pacn}$  и  $M_{\rm B3}$  сравниваются, и при более низких температурах вплоть до 525 °C величина  $M_{\rm B3}$  превышает  $M_{\rm pacn}$  в несколько десятков раз. Следовательно, реальная кристаллизация быть близкой к неравновесной, описываемой моделью Петрова-Шейля.

В табл. 5 имеется очень интересный и существенный для равновесной кристаллизации факт. В составе переходящего вещества в фазу (Al) во всем температурном интервале кристаллизации от 569 до 525 °С содержание алюминия монотонно снижается от 96,7 до 71,9 % (по



Рис. 4. Изотермическое сечение диаграммы состояния Al–Si–Cu при 525 °C с нанесенными эвтектическими политермами превращений L + (Al) + (Si) и L + (Al) + θ

## Таблица З

			Состав сплава	и, % (по массе)	
		1 Al – 0,5 Si – 32,7 Cu	2 Al – 1,0 Si – 32,2 Cu	3 Al – 1,3 Si – 31,9 Cu	4 Al – 1,9 Si – 31,2 Cu
Равно- весная кристал- лизация	$M_{\rm pacn}^{el}$ , массовая доля распада эвтектики $e_1[(Al) + \theta]$	0,793	0,790	0,783	0,713
	$M_{_{\rm B3}}^{e1}$ , массовая доля взаимодействия эвтектики $e_1[({\rm Al}) + \theta]$	0,207	0,210	0,217	0,128
	$M_{e1}^{p}$ , массовая доля эвтектики $e_{1}[(Al) + \theta]$	1,000	1,000	1,000	0,841
	$M_E^{p}$ , массовая доля эвтек- тики $E[(Al) + \theta + (Si)]$	0,000	0,000	0,000	0,159
	$t_{\pi}^{\rm p}/t_{\rm c}^{\rm p}$ , °C	546/539	544/530	542/525	540/525
	$M_{el}^{\text{H}}$ , массовая доля эвтектики $e_1[(\text{Al}) + \theta]$	0,959	0,894	0,851	0,743
Нерав- новесная	$M_E^{\text{H}}$ , массовая доля эвтек- тики $E[(\text{Al}) + \theta + (\text{Si})]$	0,041	0,106	0,149	0,257
кристал-	$t_{\pi}^{\rm H}/t_{\rm c}^{\rm H}$ , °C	546/525	544/525	542/525	540/525
лизация	$\Delta M_{e1} = (M_{e1}^{p} - M_{E}^{H}),$ убыль массовой доли эвтектики $e_{1}[(AI) + \theta]$	0,041	0,106	0,149	0,098

## Показатели кристаллизации двойной эвтектики [(Al) + $\theta$ ] системы Al–Si–Cu (см. рис. 4)

Таблица 4

## Показатели кристаллизации двойной эвтектики [(Al)+(Si)] системы Al–Si–Cu (см. рис. 4)

	Состав сплава, % (по массе)					
		5	6	7	8	9
		Al – 6,8	Al – 10,0	Al – 11,2	Al – 11,6	Al – 11,9
		Si – 21,0 Cu	Si – 8,5 Cu	Si – 4,4 Cu	Si – 3,0 Cu	Si – 2,0 Cu
	$M_{\rm pacn}^{e2}$ , массовая доля распада эвтектики $e_2[(Al) + (Si)]$	0,264	0,720	0,829	0,835	0,839
Равно- весная	$M_{_{\rm B3}}^{e2}$ , массовая доля взаимо- действия эвтектики $e_2[({\rm Al}) + ({\rm Si})]$	0,009	0,092	0,171	0,165	0,161
кристал- лизация	$M_{e_2}^{p}$ , массовая доля эвтектики $e_2[(Al) + (Si)]$	0,273	0,812	1,000	1,000	1,000
	$M_E^{p}$ , массовая доля эвтек- тики $E[(Al) + \theta + (Si)]$	0,727	0,188	0,000	0,000	0,000
	$t_{\pi}^{\mathrm{p}}/t_{\mathrm{c}}^{\mathrm{p}},^{\mathrm{o}}\mathrm{C}$	540/525	562/525	569/525	572/540	574/553
	$M_{e2}^{\text{H}}$ , массовая доля эвтектики $e_2[(\text{Al}) + (\text{Si})]$	0,267	0,742	0,882	0,924	0,953
Нерав- новесная кристал- лизация	$M_E^{\text{H}}$ , массовая доля эвтек- тики $E[(\text{Al}) + \theta + (\text{Si})]$	0,733	0,258	0,118	0,076	0,047
	$t_{\pi}^{\rm H}/t_{\rm c}^{\rm H}, ^{\circ}{\rm C}$	540/525	562/525	569/525	572/525	574/525
	$\Delta M_{e2} = (M_{e2}^{p} - M_{e2}^{H}),$ убыль массовой доли эвтектики $e_{2}[(Al) + (Si)]$	0,006	0,070	0,118	0,076	0,047

Таблица 5

Температу- ра, °С	Массовая доля фаз $M_L$ , $M_{(AI)}$ , $M_{(Si)}$ и содержание компонентов Al и Si в каждой фазе [L, (Al), (Si)], % (по массе)		Величины $M_{\rm pacn}^{\rm (Al),(Si)}$ и $M_{\rm B3}^{\rm (Al),(Si)}$ фаз (Al) и (Si)		Содержание компонентов Al и Si в переходящем веществе ( $C_x^{L, (Al), (Si)}$ ), % (по массе) для фаз $L$ , (Al) и (Si)			
	$M_L^{/}$ $^{ m Al}C_L^{/}$ $^{ m Si}C_L^{}$	${M_{ m (Al)}/\over {}^{ m Al}C_{ m (Al)}/\over {}^{ m Si}C_{ m (Al)}}$	$M_{ m (Si)}/{{ m ^{Al}}C_{ m (Si)}}/{{ m ^{Si}}C_{ m (Si)}}$	${^iM_{ m pacn}^{ m (Al)}}/{{^iM_{ m pacn}^{ m (Si)}}}$	$^{i}M^{ m (Al)}_{\scriptscriptstyle  m B3}/$ $^{i}M^{ m (Si)}_{\scriptscriptstyle  m B3}$	${}^{ m Al}C^L_x/$ ${}^{ m Si}C^L_x$	$^{\mathrm{Al}}C_x^{(\mathrm{Al})}/{}^{\mathrm{Si}}C_x^{(\mathrm{Al})}$	$^{\mathrm{Al}}C_x^{\mathrm{(Si)}}/{}^{\mathrm{Si}}C_x^{\mathrm{(Si)}}$
569	1,00 84,4 11,2	0 97,0 1,5	0 0 100,0	0/ 0	0/ 0	0/ 0	0/ 0	0/ 0
564	0,485 51,9 10,2	0,459 97,4 1,4	0,055 0 100,0	0,0424/ 0,0052	0,0049/ 0,0005	86,3 11,9	96,7 1,4	0 100,0
559	0,310 79,8 9,4	0,616 97,0 1,4	0,074 0 100,0	0,0188/ 0,0022	0,0051/ 0,0005	85,2 11,4	95,0 1,2	0 100,0
554	0,212 77,7 8,6	0,704 96,6 1,3	0,084 0 100,0	0,0097/ 0,0011	0,0047/ 0,0004	83,6 10,7	92,8 0,9	0 100,0
549	0,149 75,6 7,9	0,761 96,2 1,3	0,090 0 100,0	0,0054/ 0,0006	0,0044/ 0,0004	81,6 9,9	90,0 0,6	0 100,0
545	0,113 74,0 7,4	0,794 95,9 1,3	0,093 0 100,0	0,0035/ 0,0004	0,0042/ 0,0003	79,6 9,2	87,3 0,4	0 100,0
540	0,077 72,2 6,8	0,827 95,4 1,2	0,096 0 100,0	0,0020/ 0,0002	0,0040/ 0,0003	76,8 8,2	83,7 0,1	0 100,0
535	0,048 70,4 6,3	0,854 95,0 1,2	0,098 0 100,0	0,0011/ 0,0001	0,0039/ 0,0003	73,8 7,3	79,7 -0,2	0 100,0
530	0,023 68,8 5,8	0,877 94,5 1,1	0,100 0 100,0	0,0005/ 4,9·10 <sup>-5</sup>	0,0040/ 0,0003	70,6 6,3	75,7 -0,4	0 100,0
525	0 67,3 5,4	0,898 94,0 1,1	0,102 0 100,0	4,9·10 <sup>-5</sup> / 5,1·10 <sup>-6</sup>	0,0034/ 0,0002	67,6 5,5	71,9 -0,5	0 100,0

## Показатели равновесной кристаллизации сплава, содержащего, % (по массе): Al – 11,2 % Si – 4,4 % Cu (сплав 7 в табл. 4)

массе). Содержание же кремния в переходящем веществе также снижается от 1,4 до 0,1 % (по массе) при 540 °C. Однако при 535, 530, 525 °C эта величина оказывается отрицательной. Как было установлено ранее [3], это означает, что кремний, до этого перемещавшийся в фазу (Al), при указанных температурах перемещается в противоположном направлении – из фазы (Al).

**Выводы.** Равновесная кристаллизация двойных эвтектик в трехкомпонентных системах определяется «распадом» и «взаимодействием» подобно кристаллизации твердого раствора.

Эвтектическое превращение, происходящее в сплавах без первичных кристаллов, в общем имеет большую склонность к равновесной кристаллизации, так как  $M_{\rm pacn} >> M_{\rm B3}$ , т.е. процесс «распада» преобладает над

процессом взаимодействия. Однако это преобладание характерно для верхней части температурного интервала кристаллизации. В нижней части температурного интервала наблюдается обратное соотношение  $M_{\rm B3} >> M_{\rm pacn}$ и реальная кристаллизация должна заканчиваться как довольно близкая к модели Петрова-Шейля.

Составы вещества, уходящего из жидкой фазы  $C_x^L$ , и составы вещества, присоединяющегося отдельно к каждой фазовой составляющей эвтектики  $C_x^{\alpha}$  и  $C_x^{\beta}$ , как и в случае кристаллизации твердых растворов, весьма далеки от равновесных составов фаз L,  $\alpha$ ,  $\beta$ .

Расчеты показали, что при равновесной кристаллизации сплава Al – 11,2 % Si – 4,4 % Cu, являющегося двойной эвтектикой (Al) + (Si), в интервале 569 – 540 °C кремний из жидкости переходит в фазу (Al), а в интервале 540 – 525 °C кремний перемещается в обратном направлении, из фазы (Al).

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пикунов М.В., Баженов В.Е. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2010. № 11. С. 3 – 12.

УДК 621.791

## В.А. Коротков

Нижнетагильский технологический институт (филиал) Уральского федерального университета

## ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ТВЕРДЫХ НАПЛАВОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ В ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ УСЛОВИЯХ

Аннотация. Исследована в производственных условиях износостойкость деталей с твердой наплавкой при различных видах абразивного воздействия.

Ключевые слова: наплавка, износостойкость.

## INDUSTRIAL CONDITIONS HARD FACED SOLID MATERIALS WEAR RESISTANCE STUDY

Abstract. Investigated in a production environment durability of parts, hard faced with different types of abrasion.

Keywords: surfacing, wear.

Исследование износостойких наплавочных материалов принято проводить в лабораторных условиях на специальных машинах (устройствах), воспроизводящих условия изнашивания. Результаты производственных испытаний в этих случаях рассматриваются как доказательства достоверности лабораторных исследований. Но при переходе из лаборатории в производство изменению в той или иной мере подвержены и условия изнашивания, и условия наплавки испытываемых поверхностей. Как следствие, результаты могут существенно отличаться. Например, в работе [1] показано, что коэффициент износостойкости плужных лемехов, наплавленных сплавом 500Х38СГН, в зависимости от обрабатываемой почвы изменяется от 1,5 до 8,0. В связи с этим сведения об износостойкости в производственных условиях можно расценивать как самостоятельный научный результат. В настоящей работе приводятся данные об износостойкости наплавленных деталей горно-металлургического оборудования, полученные при испытаниях в производственных условиях.

## Наплавленный металл

Твердые наплавочные материалы преимущественно представляют собой высокохромистые стали и чугуны [1, 2]. Высокую износостойкость им обеспечивают твердые карбиды хрома, образующиеся в количестве 10 – 30 % из расплава в процессе кристаллизации. На-

пример, порошковые проволоки и лента: ПП-АН125 (190Х17Г1С1Т), ПП-АН103 (170Х12М), ПЛ-АН101 (300Х25Н3СЗ). Для увеличения износостойкости, за счет создания в структуре более твердых, чем карбиды хрома, боридов, высокохромистую сталь легируют бором: ПП-Нп-80Х20РЗ, а для работы с ударами при пониженных температурах – ниобием: ПП-Нп-350Х10Б8Т2.

В 70-х годах прошлого века в Уральском политехническом институте был разработан новый тип твердого наплавочного материала (70Х4М4Г2ФТР) с пониженным содержанием хрома и дополнительным легированием Мо, Ті, В, V. Это измельчило упрочняющую фазу, поскольку вместо крупных литых карбидов хрома появились дисперсные карбобориды и сложные карбиды, прочно удерживающиеся в износостойкой аустенитномартенситной матрице [3]. На рис. 1 показано структурное отличие нового сплава от наиболее твердой наплавки ПП-АН170. В настоящее время он под различными марками выпускается в России (ПП-ПМ 41, ПП-3СМ022) и в Украине (ПП-ВелТек620Н).

С 90-х годов на постсоветском пространстве активно продвигаются наплавочные материалы от западных производителей. Анализ показал, что они во многом аналогичны советским, тем не менее, некоторые из них были использованы в производственных испытаниях: ПП-80/3/D (60 % карбидов хрома в оболочке из аустенитной стали) и ПП-НС 333 (350Х32С с легированием для создания вязкой аустенитно-мартенситной матрицы) [4].

45

- Пикунов М.В., Беляев И.В., Сидоров Е.В. Кристаллизация сплавов и направленное затвердевание отливок. – Владимир: ВлГУ, 2002. – 214 с.
- **3.** Баженов В.Е., Пикунов М.В. // Физика металлов и металловедение. 2013. Т. 114. № 3. С. 1–7.

© 2013 г. В.Е. Баженов, М.В. Пикунов Поступила 22 ноября 2012 г.



Рис. 1. Структура наплавленного слоя проволокой: ПП-АН170 (*a*) и ПП-ЗСМ022 (*б*), ×2000

#### Валки дробилок

<u>Дробилка ЦМП-4</u> имеет двухвалковую конструкцию и используется для дробления алюмомагниевой шпинели до фракции 3 мм. Наплавка ее валков диаметром 400 мм твердыми материалами производилась на промежуточный мягкий слой, наплавленный проволокой Св-08А. Высокотвердая (HRC 58 – 66) наплавка проволокой ПП-АН170 (80Х20РЗ) показала стойкость 78 т дробленой массы. Придание наплавленному слою вязкости за счет введения меди (проволока ПП-ОЛН24, 60Х12Д5Р2Т) снизило твердость (HRC 56 – 60), но увеличило наработку валков до 90 т дробленой массы. Наибольшую стойкость проявила проволока ПП-ПМ41 (70Х4М4Г2ФТР) – 180 т дробленой массы.

<u>Дробилка Д4 – 950×700</u> используется для дробления кокса и представляет собой четырехвалковую конструкцию. Подлежащая дроблению масса проходит (с производительностью 16 т/ч) сначала через верхнюю пару валков, установленных с зазором 8 мм, а затем через нижнюю пару, установленную с зазором 4 мм. Изнашивание поверхности валков протекает неравномерно: наибольший износ сосредоточен в средней части и убывает по направлению к торцам. Чтобы устранять неравномерность зазора (следствие неравномерного износа) валки два раза в месяц калибруют проточкой, для чего на дробилке предусмотрен суппорт с держателем резцов. За полгода эксплуатации нижняя пара валков в результате проточек уменьшается в диаметре с 950 до 840 мм и подлежит утилизации. Для уменьшения расходов на закупку валков их выполняют составными. Это позволяет заменять не весь валок, а только его дробящую часть – бандаж. Но и расходы на бандажи достаточно велики. Их стоимость при массе 1,9 т составляет 160 тыс. руб/шт (цены 2012 г.). Чтобы снизить расход бандажей, проведены исследовательские работы по их восстановлению и упрочнению наплавкой.

Изначально была выбрана наиболее твердая наплавочная проволока ПП-АН170 (80Х20Р3Т), но ее применение осложнилось следующим. При наплавке твердыми сплавами неизбежно образуются трещины. Важно, чтобы частота расположения трещин была по возможности больше. Это снижает их глубину, не дает им переходить в основной металл. Такие трещины не влияют на работоспособность наплавленных деталей. Однако при наплавке бандажей желаемую картину трещин при использовании проволоки ПП-АН170 получить не удалось. Происходило образование, наряду с мелкими трещинами, глубоких трещин, располагающихся на значительном расстоянии друг от друга вдоль образующей бандажа. Эти глубокие трещины переходили в основной металл и вызывали разрывы бандажей (рис. 2). Поэтому перешли к наплавке проволокой ПП-ПМ41 (70Х4М4Г2ФТР).

Однослойная наплавка этой проволокой на изношенный бандаж из стали 30Л отработала 1232 ч. Для увеличения износостойкости предприняли двухслойную наплавку, в которой содержание легирующих элементов увеличилось за счет меньшего перемешивания наплавленного металла с нелегированным основным металлом. Это увеличило наработку до 1800 ч. Однако двухслойная наплавка проявляла повышенную склонность к образованию крупных трещин, грозящих разрывами бандажей. Для их предупреждения было ре-



Рис. 2. Разрушение бандажа при наплавке ПП-АН170

шено уменьшить длину двухслойной наплавки. Перед наплавкой отказались от калибровочной проточки, выравнивающей изношенную поверхность. Первый слой наплавлялся с отступлением от обоих торцов на 100 мм, в средней части бандажа на длине 500 мм, где имеет место локальная выработка. Второй слой наплавлялся по всей длине бандажа (рис. 3). При новом порядке двухслойной наплавки крупные трещины не образовывались даже при замене бандажной углеродистой стали 30Л на легированную сталь 65Г. При этом стойкость наплавленных бандажей увеличилась до 2300 ч.

Увеличение срока службы бандажей в результате наплавки позволило изменить порядок их употребления. Выше уже отмечалось, что при работе с ненаплавленными бандажами их два раза в месяц протачивают для устранения неравномерности износа. С появлением наплавленных бандажей их установку стали производить только на верхнюю пару валков и эксплуатировать без калибровочных проточек. Отказ от проточек произошел по двум причинам. Первая состоит в том, что твердая наплавка не поддается обработке резцом. Вторая причина заключается в отсутствии самой потребности в проточке из-за незначительного износа твердой наплавки. Новый порядок отработки бандажей уменьшил их годовой расход на четыре дробилки с 24 до 20 шт, из которых 8 бандажей – наплавленные.

Годовая экономия при этом составляет:



Рис. 3. Схема двухслойной наплавки: первый (нижний) слой не доходит до торцов бандажа на 100 мм

Э = 24·160 тыс. руб – [12·160 тыс. руб + + (8·90 тыс. руб)] = 1200 тыс. руб,

где 90 тыс. руб – стоимость наплавки одного бандажа при эффективности вложений в наплавку:

1200/720 = 1,7 руб. экономии на 1 руб затрат.

## Отводы большого диаметра

Отвод насоса 2ГрТ 8000/71 представляет собой круто загнутую трубу диаметром 1020 мм со стенкой 20 мм из стали 17ГС. Его изнашивание происходит по внутренней поверхности перекачиваемой пульпой, содержащей абразивную фракцию. Изнашивание обычно происходит неравномерно, с образованием сквозных (на всю толщину стенки) промывов. Нехватка отводов на горно-обогатительном комбинате приводила к необходимости установки заплат на места промывов, что было не эффективным, так как быстро образовывались новые промывы. Частая замена отводов давала большие простои насосов, что не позволяло своевременно убирать шламовые отходы и тем ограничивало выработку основного производства всего горно-обогатительного комбината. Последнее послужило основанием к поиску вариантов по увеличению срока службы отводов.

Исследования начали с того, что одновременно с установкой заплат стали производить износостойкую наплавку. Стойкость восстановленных отводов поднялась. Это снизило остроту их дефицита и позволило перейти к проведению предварительной наплавки новых отводов.

Сведения об износостойкости наплавленных и ненаплавленных отводов приведены в табл. 1, по которой можно заключить следующее. Наплавочные проволоки ПП-ПМ41 и ПП-АН125 на новых отводах и на отводах,

Таблица 1

Год, п.п.	От		
	Новые наплавленные Восстановленные наплавкой		наплавочная проволока
1	2,07	1,15	ПП-ПМ 41 (70Х4М4Г2ФТР)
1	2,05	0,92	ПП-АН 125 (190Х17Г1С1Т)
2	2,26	1,36	
3	2,16	1,08	

Коэффициент износостойкости наплавленных отводов грунтового насоса

Примечания.

- 1. Коэффициент износостойкости определялся как отношение часов, отработанных отводами с наплавкой, к часам, отработанным новыми отводами без наплавки, на одних и тех же насосах.
- 2. Каждое значение коэффициента износостойкости получено по результатам испытаний 5 12 пар (восстановленный наплавкой ненаплавленный новый) отводов.
- 3. С четвертого года эксперимента введена 100 % наплавка новых отводов, а восстановление изношенных отводов наплавкой прекращено.

бывших в употреблении (восстановленных) показали примерно равную износостойкость. Решение о дальнейшем применении проволоки ПП-АН125 принято по организационным мотивам.

Новые отводы с наплавкой вдвое долговечнее новых отводов без наплавки и отводов, восстановленных наплавкой. Эта закономерность подтверждалась на протяжении второго и третьего годов эксперимента. На четвертый год эксперимента из-за возросшей стойкости отводов в результате наплавки их дефицит был ликвидирован. При этом оставалась дилемма: продолжать на прежнем уровне закупку новых отводов или уменьшить за счет применения восстановленных. Второй вариант предполагал более частые замены, а значит и более длительные простои насосов. Выбор сделали в пользу первого варианта, т.е. восстановление изношенных отводов прекратили, но все поступающие в работу новые отводы стали подвергать износостойкой наплавке.

Была исследована возможность повышения стойкости отводов за счет наплавки импортными проволоками фирмы Welding Alloys: ПП-НСЗЗЗ и ПП-80/3/D. Для этого опытный отвод наплавили различными проволоками чередующимися полосами по 70 мм (рис. 4) и после эксплуатации составили сравнительную табл. 2. По приведенным в ней сведениям можно отметить следующее. За время эксплуатации отвода участки с отечественной наплавкой износились на всю толщину наплавки, а на участке с наплавкой ПП-АН125 образовался промыв. Проволока ПП-ПМ41, как и в предыдущих испытаниях (см. табл. 1), показала некоторое превосходство в износостойкости над проволокой ПП-АН125. Наплавки импортными проволоками износились существенно меньше, чем отечественная наплавка, что позволяло рассчитывать на эффективное их применение, несмотря на существенное удорожание в цене. Однако этот результат не нашел подтверждения при последующем испытании. Отвод, полностью наплавленный ПП-НС 333, отработал до образования промыва на 11 % меньше, чем отвод, полностью наплавленный ПП-АН125. Объяснение этому видится в следующем. Промывы, образующиеся в отводах, указывают на то, что разрушающее действие перекачиваемой пульпы имеет максимум на некотором локальном участке. Вероятно, что в отводе с чередующимися наплавками он пришелся на участки с отечественной наплавкой, а импортная наплавка не испытала максимального воз-



Рис. 4. Опытный отвод (а) с участками, наплавленными различными проволоками (б)

Таблица 2

	Трерность	Износ отвода п	ю толщине, мм			
Проволока	(Inpution V2IAT 2)	наплавленный	основной	изия прородоки		
	(приоор узит-з)	слой	металл	цена проволоки		
ПП-АН125	LID C54	4	20	1		
(190X17Γ1C1T),	HKC34	4	(продув)	1		
ПП-ПМ41		4	1.4	1		
(70Х4М4Г2ФТР).	HKC62	4	14	1		
ПП-НС333	LID C5 (	2.2	0	2		
(350X32C)	HKC30	2-3	Отсутствует	3		
ПП-80/3/D						
(карбиды хрома в оболочке	HRC50	3-4	Отсутствует	9		
из аустенитной стали)			-			
* Всеми проволоками выполнялась наплавка толщиной около 4 мм						

#### Сравнение наплавочных проволок по цене и износостойкости\*

действия. Когда же наибольшее разрушающее воздействие было приложено к импортной наплавке, то ее сопротивляемость износу оказалась не выше чем у отечественных проволок. Поскольку стоимость импортной проволоки многократно (в 3 – 9 раз) выше, чем отечественной, то, при равной износостойкости, применение импортной проволоки нецелесообразно.

Экономия от применения наплавки одного отвода рассчитана с учетом, что наплавка (91 тыс. руб) высвобождает один новый отвод (109 тыс. руб) и затраты по его установке (130 тыс. руб), что в сумме составляет 109 + 130 – 91 = 148 тыс. руб при эффективности вложений 1,6 руб. экономии на 1 руб. затрат.

Газовый отвод вакууматора предназначен для удаления запыленных газов, образующихся в процессе вакуумирования стали. Отвод, смонтированный при пуске вакууматора в эксплуатацию, имел твердую наплавку на внутренней поверхности и отработал 5 лет. При его замене был установлен ненаплавленный отвод, который вышел из строя через две недели. На следующий отвод было решено нанести износостойкую наплавку. Ее выполнили участками 250×250 мм, чередуя в шахматном порядке проволоки ПП – ВелТек Н620 (70Х4М4Г2ФТР) и ПП-НС333 (350Х32С). Через полгода эксплуатации было обнаружено глубокое локальное изнашивание третьего сектора на площади ~ 500×400 мм (рис. 5). При этом величина износа на участках с различной наплавкой была одинаковой, т.е. преимущество какой либо из наплавочных проволок не выявилось. Причина же быстрого локального износа состояла в том, что в отводе, по сравнению с проектом, было уменьшено число секторов с пяти до четырех. Это изменило крутизну загиба и увеличило разрушающую способность газового потока. Данный пример показывает справедливость утверждения автора работы [5], что меры по снижению трудоемкости изготовления, массы и увеличению производительности машиностроительной продукции не должны приниматься без учета их влияния на долговечность и надежность. В данном случае уменьшение трудоемкости изготовления отвода за счет сокращения числа секторов привело к многократному снижению его срока службы.

Сита грохотов применяются для гранулирования агломерата по окончании его спекания. Они представляют собой листовой настил со щелями. В результате абразивного и теплового (700 °С) воздействия ширина щелей увеличивается, и сито выводится из эксплуатации.

Проводились исследования по наплавке кромок щелей с целью более длительного сохранения их ширины. Использовались проволоки: ПП-АН106 (10Х14Т), ПП-АН125 (190Х17Г1С1Т), ПП-ПМ41 (70Х4М4Г2ФТР). Помимо износа кромок щелей происходит износ поверхности листового настила с одновременным короблением от неравномерного нагрева. Чтобы избежать преждевременной замены сита с наплавленными кромками щелей из-за уменьшения толщины и коробления листов, поверхность листов была наплавлена в виде сетки теми же проволоками. Эти меры позволили опытному ситу (рис. 6) отработать более двух сроков. При этом замена его была произведена не из-за износа, а вследствие усталостного разрушения сварных швов, скрепляющих конструкцию грохота.

Износ наплавленных валиков (табл. 3) на кромках щелей составил: 4 мм (на всю высоту валика) для проволоки ПП-АН106 (10Х14Т), 3 мм для проволоки ПП-ПМ41 (70Х4М4Г2ФТР). 1 мм для проволоки AH125 (190Х17Г1С1Т). Первая проволока с содержанием хрома 14 %, делающим ее стойкой к окалинообразованию при температурах работы сита, оказалась наименее износостойкой. Это можно объяснить низким сопротивлением абразивному изнашиванию из-за отсутствия в ней высокотвердых карбидов хрома, что обусловлено низким содержанием углерода (0,1 %). Равная в условиях работы отводов шламовых насосов износостойкость твердых наплавочных проволок (ПП-АН125 и ПП-ПМ41) в данном случае не подтвердилась. Значительный износ наплавки ПП-ПМ41 (70Х4М4Г2ФТР) связан с окалинообразованием. В ней содержание хро-



Рис. 5. Газовый отвод вакууматора: 1 – 4 номера секторов



Рис. 6. Фрагмент наплавленного сита грохота после двойного срока эксплуатации

## Таблица З

Износ наплавки на кромках щелей сита агломерационного грохота

Наплавочная проволока	Твердость, HRC	Износ, мм
ПП-АН106 (10Х14Т)	40	4
ПП-ПМ41 (70Х4М4Г2ФТР)	56	3
ПП-АН125 (190Х17Г1С1Т)	56	1

ма (4 %) ниже уровня (7 %), необходимого для окалиностойкости при рабочей температуре сита 700 0С [6].

Ковш погрузо-доставочной машины (ПДМ) используется в шахтах для перемещения руды из забоя в транспортные вагонетки и подвергается интенсивному абразивному износу. С целью повышения долговечности был приобретен дорогостоящий импортный ковш из стали XARDOX 500. Однако его срок службы оказался существенно меньше того, на который рассчитывали. За четыре месяца эксплуатации (~100 тыс. т груза) износ составил 50 мм в средней части лезвия и по 120 мм на краях. При таких темпах изнашивания его срок службы не мог превысить 6 месяцев вместо планируемых 12 месяцев. Для сохранения ковша в эксплуатации произвели наплавку. Ее выполнили на верхней и на нижней поверхности лезвия проволокой ПП-Пм41 (70Х4М4Г2ФТР) в виде сетки 30×30 мм. Осмотром через два месяца эксплуатации (50 тыс. т груза) установлено, что наплавленная сетка на кромке лезвия полностью износилась, поэтому было решено наплавить кромку сплошным слоем шириной ~50 мм (рис. 7). Чтобы не спускать в шахту сварочный полуавтомат для небольшого объема наплавки, ее произвели электродами, близкими по химическому составу проволоке ПП-ПМ41: ОЗН-7М (Э-60Х4Г4С3Р1АФ) и ОЗИ-6 (Э-100Х4М7С1Ф1). Через 2 месяца эксплуатации (22 тыс. т груза) наплавка, выполненная электродами O3H-7M, заметно (на 1 – 2 мм) износилась, чего нельзя было сказать о наплавке электродами ОЗИ-6. Она сохранила свою толщину, поэтому возобновление наплавленного слоя в местах локального износа впоследствии выполняли электродами ОЗИ-6. В следующие 6 месяцев эксплуатации ПДМ перевезла 150 тыс. т груза. Таким



Рис. 7. Ковш ПДМ с опытной наплавкой

образом, благодаря наплавке отечественными материалами, изнашивание лезвия дорогостоящего импортного ковша из стали XARDOX 500 было остановлено, что увеличило его срок службы в ~ 2,2 раза.

#### Лопатки ротора эксгаустера

В условиях работы агломерационной машины газовый поток, создаваемый эксгаустером, имеет высокую запыленность, вследствие которой лопатки ротора эксгаустера быстро выходят из строя. Износ лопаток приводит к их укорочению и уменьшению (преимущественно у центрального диска) толщины, иногда с образованием продувов. Для придания износостойкости было предпринято решение о наплавке торцов лопаток и прилегающей к центральному диску полосы шириной 70-100 мм. Наплавка твердыми сплавами неизбежно сопровождается образованием в наплавленном слое трещин, поэтому были опасения разрушения наплавленных лопаток во время эксплуатации. Чтобы снизить риск разрушения, среднюю часть лопаток (1/3 длины) наплавили полутвердой (HRC 40) проволокой Св-12Х15Г2, не дающей трещин [7]. После эксплуатации твердая наплавка (ПП-ВелТек620Н), выполненная на крайних частях лопаток, сохранилась, а в полутвердой наплавке образовались продувы. При этом они не переходили в твердую наплавку, а углубившись под нее в основной металл, остановились в развитии. Имеющиеся изначально в твердой наплавке ниточные трещины в ходе эксплуатации не увеличились. Таким образом, твердая наплавка показала преимущество в износостойкости, при этом опасения относительно разрушения лопаток с твердой наплавкой не подтвердились. Это позволило перейти к сплошной наплавке лопаток твердыми сплавами.

Лопатки ротора, бывшего в эксплуатации 31 сут с остаточной толщиной лопаток 5 – 7 мм, наплавили различными проволоками. Наплавленный ротор отработал вдвое дольше (60 сут), после чего его разобрали и вырезали лопатки для обследования. Точное определение износа оказалось невозможным из-за неравномерностей остаточной толщины лопаток перед наплавкой и толщины слоя наплавки, соизмеримых с величиной износа (1 - 2 мм). Но то, что наплавленный слой после двойной эксплуатации сохранился на всех лопатках (рис. 8), позволило рекомендовать эти материалы к дальнейшему применению.

Наблюдения с 1999 г. за роторами эксгаустеров показывают, что наплавка продлевает срок их службы в 1-2 раза. Наиболее длительную эксплуатацию выдерживают новые роторы с наплавкой. Роторы, бывшие в эксплуатации, имеют толщину лопаток 3-7 мм, что существенно меньше, чем у новых роторов (8 мм у клепанных и 14 мм у сварных роторов), поэтому их срок службы короче. Экономия от наплавки клепанных роторов, бывших в эксплуатации, при равной их стойкос-



Рис. 8. Лопатки ротора эксгаустера после двойного срока эксплуатации с наплавкой: ПП-50Х5МГС (1); ПП-ПМ 41 (2); ПП-ВелТек620Н (3)

ти с новыми, составляет разность между стоимостью ремонта по замене лопаток и стоимостью наплавки (~50 % стоимости ремонта). Сварные роторы ремонту с заменой лопаток не подлежат, поэтому экономия от их наплавки выше, так как составляет разность между ценой нового ротора (1 – 2 млн руб.) и стоимостью наплавки (0,2 – 0,5 млн руб.).

**Выводы.** Низкохромистый наплавленный металл (70Х4М4Г2ФТР) в условиях гидроабразивного (отвод насоса), газоабразивного (отвод вакууматора, лопат-

ки ротора эксгаустера) и контактноабразивного (валки дробилок) изнашивания не уступает или превосходит в износостойкости высокохромистые наплавочные материалы (190X17Г1C1T, 80X20P3T, 350X32C).

В условиях воздействия высоких температур и абразивного фактора (сита грохотов) его износостойкость значительно снижается из-за окалинообразования, обусловленного недостаточным (< 7 %) содержанием хрома.

В условиях ударноабразивного изнашивания ковша шахтной ПДМ низкохромистая твердая наплавка замедлила износ лезвия из дорогостоящей импортной стали XARDOX 500 в 2,4 раза.

Конструкторское решение по снижению трудоемкости изготовления газового отвода вакууматора за счет уменьшения числа секторов с пяти до четырех, повлекшее увеличение крутизны загиба, увеличило разрушающее воздействие газового потока и на порядок снизило стойкость как высокохромистой, так и низкохромистой наплавки.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Фрумин И.И. Современные типы наплавочных материалов и их классификация. //Наплавленный металл – Киев: ИЭС им. Е.О. Патона. Наукова думка, 1977. С. 3 – 17.
- Технология сварки металлов и сплавов плавлением. / Под ред. Б.Е. Патона. – М.: Машиностроение, 1974. – 768 с.
- 3. Королев Н.В.Рылов О.И. Мельников А.И.//Цветметинформация: Цветная металлургия. 1977. № 5. С. 28 – 30.
- **4.** Welding Alloys LTD: 35 лет в Мире, 7 лет в России. //Санкт-Петербург: AO3T «Welding Alloys Russia», 2000. – 60 с.
- Орлов П.И. Основы конструирования: Справочно-метод. пособие. В 2-х кн. Кн. 1. /Под ред. П.Н. Учаева. – М.: Машиностроение, 1988. – 560 с.
- Металловедение и термообработка стали и чугуна: Справ. / Под ред. Н.Т. Гудцова. – М.: Металлургиздат, 1956. – 420 с.
- 7. Пат. 2212991 РФ. Проволока для наплавки. //Бюл. № 27 от 27.09.2003.

© 2013 г. В.А. Коротков Поступила 17 октября 2012 г. 669.14:539.375:621.70.19

## В.А. Скуднов

#### Нижегородский государственный технический университет

# ЗАКОНОМЕРНОСТИ ПОВЕДЕНИЯ ЭНЕРГОЕМКОСТИ МЕТАЛЛОВ И НОВЫЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ КРИТЕРИИ РАЗРУШЕНИЯ

- Аннотация. Приведено новое феноменологическое уравнение связи энергоемкости металлов с четырьмя основными факторами состояния поликристаллов: силовыми, временными, дефектными и внешними механическими, позволяющие описать закономерности ее поведения в зависимости от относительной твердости, соотношения скоростей релаксации нагрузки, плотности и показателей напряженно-деформированного состояния при разных степенях деформаций. Знание величины энергоемкости позволяет производить расчеты новых комплексных энергетических критериев разрушениях синергетики: зарождение, распространение трещин, хрупкости, масштаба и дать более объективный анализ состояния поликристаллов, который невозможно получить по механическим свойствам.
- *Ключевые слова*: энергоемкость, критерии разрушения, факторы состояния структуры, критерий зарождения трещины, критерий распространения трещины, критерий хрупкости.

## METALS INTERNAL ENERGY CAPACITIES LINE OF CONDUCT BEHAVIORAL PATTERNS AND NEW ENERGY-SENSITIVE DESTRUCTION CRITERION

- *Abstract.* The article describes a new phenomenological equation of energy intensity of metals with the four basic factors of polycrystals: power, time, defective and external mechanical-to describe her behavior patterns depending on relative hardness, velocity relaxation ratio, density and performance load stress and strain at different degrees of deformities. The value of energy intensity can produce calculations of new integrated energy criteria: birth of synergetics, devastation spread of cracks, fragility, scale, and give a more objective analysis of polycrystalline, which cannot be obtained by mechanical properties.
- Keywords: energy intensity, the criteria of destruction factors of layout state, the criterion of origination of cracks, crack propagation criterion, the criterion of embrittlement.

Ранее были опубликованы закономерности поведения предела текучести [1], сопротивления разрушению [2], предельной деформации до разрушения [3]. В настоящей работе рассматривается поведение энергоемкости (предельной удельной деформации), равной площади под диаграммой «истинное напряжение – истинная деформация» при различных испытаниях металлов в широком диапазоне напряженных состояний.

Впервые расчет величины  $W_c$  было предложено производить по результатам испытаний образцов на растяжение по ГОСТ 1497 по значениям механических характеристик и размерам образца в равномерной и конечной точке при разрушении [4]:

$$W_{c} = \frac{\sigma_{0,2} + \sigma_{B}}{3} \left( \frac{d_{0}^{2}}{d_{p}^{2}} - 1 \right) + 4\sigma_{B} \frac{d_{0}^{2}}{d_{p}^{2}} \ln \frac{d_{p}}{d_{\kappa}} + \sigma_{B} \frac{d_{0}^{2}}{d_{p}^{2}} \left( \frac{d_{0}^{2}}{d_{p}^{2}} - 1 \right), (1)$$

где  $\sigma_{0,2}$  – предел текучести;  $\sigma_{\rm B}$  – предел прочности;  $d_0$ ,  $d_{\rm p}$ ,  $d_{\rm K}$  – исходный диаметр, диаметр к моменту окончания равномерного удлинения и шейки соответственно.

В дальнейшем при испытаниях образцов на растяжение по ГОСТ 1497 было предложено рассчитывать величину величина *W<sub>c</sub>* по формуле

$$W_c = 0.5(\sigma_{\rm T} + \sigma_k)\varepsilon^{\rm npeq}, \qquad (2)$$

где  $\sigma_{\rm T}$  – предел текучести;  $\sigma_k$  – сопротивление разрушению;  $\varepsilon^{\rm пред}$  – истинная предельная деформация при рас-

тяжении, равная  $\varepsilon^{\text{пред}} = \ln(1/1 - \psi)$ , ( $\psi$  – относительное сужение) или  $\varepsilon^{\text{пред}} = \ln(1 + \delta)$ ,  $\delta$  – относительное удлинение (при отсутствии деформации в шейке).

Формулы (1) и (2) являются частными выражениями, относящимися к одноосному растяжению, при котором показатель напряженного состояния  $\Pi = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3/\sigma_r = 1$ , так как  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ . При других способах испытаний, при которых значения  $\Pi$  приобретают произвольные значения, энергоемкость также будет приобретать другие предельные значения.

В работе [5] было показано, что энергоемкость  $W_c$ , (МДж/м<sup>3</sup>) является синергетической макро характеристикой поликристаллов, поведение которой, как и ее составляющих, зависит от основных четырех факторов состояния структуры: силового (прочности, твердости), временного (релаксации напряжений), повреждающего (дефектности, пористости) и внешнего (нагрузки, создающей внутренне напряженнодеформированное состояние). Каждый фактор может изменяться в широких пределах. Наиболее важным фактором, с точки зрения влияния на наступление разрушения материалов в конструкциях, приводящих к авариям, является напряженное состояние, изменяющееся от  $-\infty$  до  $+\infty$ , а практически в пределах  $-6,0 < \Pi + < 6,0$ .

Представляет интерес получить общее феноменологическое уравнение связи энергоемкости с перечисленными факторами, исходя из ранее описанных представлений физики разрушения [3], что разрушению всегда предшествует пластическая деформация.

Представим, что общее изменение энергоемкости твердого тела ( $\Delta W$ ) при пластической деформации состоит из ее возможного увеличения в результате наклепа ( $\Delta W_1$ ) и уменьшения вследствие релаксации ( $\Delta W_2$ ) и может быть представлено выражением

$$\Delta W_c = \Delta W_1 + \Delta W_2. \tag{3}$$

Раскроем содержание составляющих выражения (3). Величина  $\Delta W_1$  может быть выражена в виде

$$\Delta W_1 = \alpha W \Delta E, \tag{4}$$

где  $\alpha$  — коэффициент пропорциональности, зависящий от сущности процесса накопления энергии в твердом теле; W — количество энергоемкости в деформируемом теле в данный момент;  $\Delta E$  — величина прироста пластической деформации.

Величина  $\Delta W_2$  может быть представлена в виде

$$\Delta W_2 = -\beta W \tau, \tag{5}$$

где  $\beta$  — коэффициент пропорциональности, зависящий от сущности процесса релаксации, самоорганизации, адаптации, есть константа скорости релаксации;  $\tau = \Delta E/V$  — интервал времени, в течение которого происходит рассматриваемая релаксация внутренней энергии; V — скорость деформации, задаваемая экспериментально, от которой зависит время, отводимое на релаксацию внутренней энергии.

Подставив (4) и (5) в уравнение (3) получим

$$\Delta W_c = \alpha W \Delta E - \beta W \Delta E / V. \tag{6}$$

После преобразований уравнения (6) получим

$$\Delta W/W_c = (\alpha - \beta/V)\Delta E.$$
(7)

Перейдем к бесконечно малым путем замены  $\Delta E = dE$ ,  $\Delta W = dW$ . После интегрирования (7) в пределах от  $W_0$  до  $W_{npea}$ , от  $E_1$  до  $E_2$ , где  $E_1$  – упругая деформация, необходимая для начала деформационного упрочнения,  $E_2$  – конечная предельная деформация, до которой ведется деформирование, и при условии постоянства величин  $\alpha$ ,  $\beta$ , V получим полулогарифмическое уравнение

$$\ln(W_{c.npeq}/W_0) = (\alpha - \beta/V)(E_1 - E_2)$$
(8)

или уравнение в виде экспоненциальной функции

$$W_{c.npeg} = W_0 \exp[(\alpha - \beta/V)(E_1 - E_2)].$$
 (9)

Выражения (8) и (9) представляют собой разновидности общего феноменологического уравнения связи энергоемкости деформируемого тела с термодинамическими и кинетическими параметрами процесса деформации, которые позволяют описать закономерности ее поведения.

Из анализа уравнений (8) и (9) следует, что величина предельной энергоемкости любого металла возрастает:

- с увеличением предельной деформации  $\Delta E = E_1 E_2$ , т.е. с увеличением ресурса его пластичности;
- с возрастанием скорости деформации V (при  $E_2 = \text{const}$ );
- с ростом коэффициента α, зависящего от химического состава, морфологии структуры, т.е. от уровня внутреннего напряженного состояния сплава, складывающегося из уровня относительной твердости (Π<sub>сэс</sub> = HB/σ<sub>т</sub> -2) [3], напряженно-деформированного состояния [exp(αΠ)] по отношению к сдвигу (кручению), принимаемого за исходное состояние, при котором Π = 0, α = 1. Величина α может быть выражена функцией

$$\alpha = (\text{HB}/\sigma_{\text{T}} - 2)\exp(\alpha \Pi)E_{\text{nx}}; \quad (10)$$

 с уменьшением коэффициента β, т.е. константы скорости релаксации внутренних напряжений έ<sub>рел</sub>, (самоорганизации структуры), описываемой уравнением

$$\beta = \dot{\varepsilon}_{\text{pen}} = \dot{\varepsilon}_0 \exp(-1/m) = \dot{\varepsilon}_0 \exp[-(U_0 - \sigma \gamma)/KT], \quad (11)$$

где T — температура, K — константа Больцмана,  $U_0$  — начальная энергия активация (потенциальный барьер);  $\gamma$  — структурный фактор, равный произведению активационного объема на коэффициент перенапряжения металла в нем;  $\sigma$  — приложенное напряжение; m — показатель скоростного упрочнения;

- с уменьшением *m*, повышением U<sub>0</sub>, снижением *KT*;
- с уменьшением активационного объема и коэффициента перенапряжения.

Знание величины  $W_c$  позволяет произвести расчеты новых комплексных энергетических критериев разрушения, предложенных в синергетике [6]: зарождения трещин, распространения трещин, хрупкости и масштаба.

Критерий зарождения трещин  $K_{3T}$ , количественно определяющий способность материала сопротивляться возникновению трещин при деформации, равен

$$K_{\rm at} = W_c / \sigma_{\rm t}. \tag{12}$$

Чем выше значения  $K_{_{3T}}$ , тем труднее зарождаются трещины.

Критерий распространения трещин *K*<sub>рт</sub>, количественно определяющий способность материала сопротивляться свободному движению трещин при деформации в условиях достижения критического напряженного состояния, равен

$$K_{\rm pt} = K_{\rm 1C} \sigma_{\rm T} \quad \text{или} \quad K_{\rm pt} = W_{c \, \kappa p} \sigma_{\rm T}. \tag{13}$$

Чем выше  $K_{\rm pr}$ , тем труднее в материале распространяются трещины.

Согласно данным работы [3], величина  $K_{1C}$  пропорциональна  $W_{c \ \kappa p}$ , где  $W_{c \ \kappa p}$  – критическая величина предельной удельной энергии деформации перед вершиной трещины, определяется при критическом напряженном состоянии (трехосном растяжении), когда энергия деформации, затрачиваемая на пластическую деформацию, равна энергии, идущей на упругое искажение объема. Согласно анализу многочисленных экспериментальных данных [3], для сталей величина  $W_{c \ \kappa p} \approx (0,75 - 0,5)W_c$ . Она выбирается в месте перегиба по диаграммам предельной пластичности при критическом напряженном состоянии, равном 2,41 при коэффициенте Пуассона сплавов железа 0,28. Размерность критерия  $K_{pT}$  (МДж/м<sup>3</sup>)МПа или (МДж/м<sup>3</sup>)<sup>2</sup>·10<sup>6</sup> или (МПа<sup>2</sup>)·10<sup>6</sup>.

Критерий хрупкости  $K_{xp}$  количественно раскрывает понятие «хрупкость» по соотношению предыдущих критериев:

$$K_{\rm xp} = K_{\rm pr}^2 / (K_{\rm sr} \, \sigma_{\rm r}).$$
 (14)

Чем выше  $K_{xp}$ , тем сильнее критерий распространения трещины превышает критерий зарождения трещин, тем лучше металл противостоит хрупкости.  $K_{xp}$  имеет размерность МПа<sup>3</sup> или (МДж/м<sup>3</sup>)<sup>3·</sup>10<sup>-6</sup>.

Критерий масштаба  $K_{\rm M}$  (величина безразмерная) учитывает влияние размера детали по отношению к размеру образца, оценивает чувствительность материала к масштабу изделия по соотношению упругих констант ( $e_{\rm xx}$  – упругие константы) материала к комплексу хрупкости ( $K_{\rm xp}$ )

$$K_{\rm M} = e_{\rm xx}/K_{\rm xp},\tag{15}$$

где  $e_{xx} = EW_{c\,xp}^2/(1+\nu)(1-2\nu) = E(K_{1p})^2/(1+\mu)(1-2\mu),$ *Е* и v – модуль Юнга и коэффициент Пуассона материала, соответственно. Чем выше критерий  $K_{_{\rm M}}$ , тем лучше материал противостоит увеличению масштаба заготовки или размеру детали. Поскольку упругие модули E и v считаются структурно нечувствительными величинами, то для практических расчетов для всех сталей их можно принимать равными  $E = 210 \cdot 10^9$  Па, v = 0.28, а величина  $W_{c \, \rm kp}^2$  вычисляется в зависимости от исходной пластичности из соотношения  $W_{c \, \rm kp} \approx (0.75 - 0.2) W_c$ . Величина  $W_{c \, \rm kp}$  определяется технологической дефектностью [7] и может уточняться повторными расчетами и экспериментами. Она определяет уровни новых синергетических критериев разрушения и работоспособности изделий, роль которых, например в изнашивании, при оценках штампуемости является одной из новых задач их применения.

Пример. Установим количественные зависимости критериев разрушения сталей 20Х, 20ХН, 20ХНР, 20ХГНР с 0,2 % углерода со степенью ее легирования хромом.

Образцы в виде прутков диаметром 15 мм были подвергнуты термообработке по следующему режиму: закалка от 760 – 830 °C с охлаждением в масле; отпускпри 180 – 200 °C с охлаждением в масле. Затем образцы подвергались испытанию на растяжение по ГОСТ 1497-98, в результате которого были получены механические свойства. По ним в дальнейшем были рассчитаны критерии разрушения:  $K_{3.T}$ ;  $K_{p.T}$ ;  $K_{xp}$  по ранее приведенным формулам. Результаты расчетов приведены в таблице.

Из данных таблицы видно, что с повышением легирования стали хромом при одинаковом содержании 0,2 % углерода, значения критериев разрушения возрастают. Критерий хрупкости стали 20ХГНР против стали 20Х повысился в 8,25 раза; критерий распространения трещин – в 4,4 раза; критерий зарождения – в 1,5 раза; энергоемкость возросла в 3 раза. Все это означает повышение работоспособности стали. Такая количественная оценка работоспособности сталей по противостоянию процессу разрушения по новым критериям синергетики дана впервые, поскольку по механическим свойствам такие оценки сделать невозможно.

**Выводы.** Получено общее феноменологическое уравнение связи энергоемкости с четырьмя основными параметрами состояния поликристаллов: твердостью, соотношением скоростей релаксации и нагрузки, дефектности и показателями напряженно-деформиро-

Значения	механических свойств и критериев разрушения
	сталей 20Х, 20ХН, 20ХНР, 20ХГНР

Сталь	Сечение, мм	σ <sub>0,2</sub> , МПа	σ <sub>в</sub> , МПа	ψ, %	<i>W</i> <sub>c</sub> , МДж/м <sup>3</sup>	K <sub>3T</sub>	К <sub>рт</sub> , 10 <sup>-6</sup> (МДж/м <sup>3</sup> ) <sup>2</sup>	<i>К</i> <sub>хр</sub> , 10 <sup>-9</sup> (МДж/м <sup>3</sup> ) <sup>3</sup>
20X	15	640	780	40	436	0,68	0,14	0,04
20XH	15	590	780	50	613	1,04	0,18	0,05
20XHP	15	980	1180	50	1019	1,04	0,50	0,24
20ХГНР	15	1080	1270	50	1123	1,04	0,61	0,33

ванного состояния, а также с кинетическими, физическими и активационными параметрами.

Знание величины энергоемкости позволяет производить расчеты новых энергетических критериев разрушения синергетики при произвольных сочетаниях силовых, временных, дефектных факторов и напряженно-деформированных состояниях, которые даны в работе [5].

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Скуднов В.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1997. № 4. С. 25 – 28.
- Скуднов В.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1994 № 8. С. 42 – 44.

- Скуднов В.А. Предельные пластические деформации металлов. – М.: Металлургия. 1989. – 187 с.
- Жильмо Л. Характеристика свойств конструкционных сталей работой предельной деформации// Современные проблемы металлургии: Сб. научн. тр. ИМЕТ. – М.: АН СССР, 1957. С. 572 – 582.
- Скуднов В.А. Синергетика явлений и процессов в металловедении, упрочняющих технологиях разрушении: Учеб. пособие – Нижний Новгород: НГТУ, 2011. – 198 с.
- 6. И в а н о в а В.С. Синергетика. Прочность и разрушение металлических материалов. М.: Наука, 1992. 160 с.
- 7. Скуднов В.А., Богашов Ф.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1986. № 8. С. 48 53.

© 2013 г. В.А. Скуднов Поступила 13 марта 2012 г.

УДК 669.14-154:669.0.94.3

## Б.Н. Окороков

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

## ПРИМЕНЕНИЕ РАСШИРЕННОГО ПРИНЦИПА ЛЕ-ШАТЕЛЬЕ-БРАУНА К ПРОЦЕССУ ОКИСЛЕНИЯ УГЛЕРОДА В КОНВЕРТЕРНОЙ ВАННЕ. ЧАСТЬ І. СТОХАСТИЧЕСКАЯ СТРУКТУРА ГАРМОНИЧЕСКОГО РЯДА КОЛЕБАНИЙ ПЕРЕМЕННОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ ОКИСЛЕНИЯ УГЛЕРОДА И ПРИЧИНЫ ЕЕ ВОЗНИКНОВЕНИЯ

Аннотация. Установлена возможность оценивать степень аритмии процесса окисления углерода и вероятность возникновения выбросов количественно по дисперсии колебаний переменной составляющей скорости окисления углерода (ΔV<sub>C</sub>) в период его интенсивного окисления. В этот период ΔV<sub>C</sub> может рассматриваться как случайный слабоэргодический процесс. Такой подход позволил исследовать частотный ряд колебаний случайной составляющей ΔV<sub>C</sub>. Он представляет собой практически непрерывную последовательность частот (от kHz/c до kHz/мин), обусловленных структурными составляющими самого технологического процесса.

## EXPANDED LE-SHATELLIE-BROWN PRINCIPLE APPLICATION TO CARBON OXIDATION PROCESS IN LD BATH PART I. THE STOCHASTIC STRUCTURE OF THE HARMONIC SERIES OF OSCILLATIONS VARIABLE COMPONENT OF CARBON OXIDATION AND CAUSES ITS OCCURRENCE

Abstract. The possibility was identified to quantify the degree of  $V_{\rm C}$  arrhythmia and converter emissions probability based on the dispersion of variable component of the velocity of carbon oxidation fluctuations (hereinafter  $\Delta V_{\rm C}$ ) during the period of its intensive oxidation. During the period of carbon intensive oxidation,  $\Delta V_{\rm C}$  can be viewed as weakly ergodic random sub-process. This approach allowed for studying of the  $\Delta V_{\rm C}$  oscillations frequency range. This range represents practically continuous sequence of frequencies (from kHz/sec to kHz/min), which sequence is determined by structural components of oxygen furnace process.

Главенствующая роль реакции окисления углерода в сталеплавильных процессах металлургами подчеркивалась всегда, и ей уделялось основное внимание. Это вполне справедливо, так как она обладает целым рядом уникальных свойств. Она единственная имеет газообразные продукты окисления и поэтому они покидают взаимодействующие фазы, не накапливаясь в системе. Это в свою очередь гарантирует реакцию от возможного насыщения и затухания до практически полного исчезновения углерода в системе. Наконец, газообразные продукты реакции, покидая взаимодействующие фазы, их перемешивают и ускоряют сами процессы взаимодействия. Налицо процесс с положительной обратной связью, что должно порождать неустойчивость и колебательность процесса.

Поэтому уточнение понимания природы этого явления и установление технологических факторов, определяющих его динамику, являются естественным предметом данной работы. В шестидесятых годах прошлого столетия автором представленной работы и В.И. Явойским были впервые сформулированы основные положения о подъеме уровня ванны в кислородных конвертерах [1, 2]. Впоследствии было установлено, что основной причиной возникновения выбросов и потери управления процессом является подъем уровня ванны и динамика изменения скорости окисления углерода при его интенсивном окислении [3].

Таким образом, можно было констатировать, что для возникновения выбросов шлакометаллической эмульсии необходимым условием является достижение определенного уровня подъема ванны, который определяется в первую очередь конструкцией агрегата. К достаточным условиям относится превышение определенной скорости нарастания процесса формирования оксидов углерода, т. е.

$$\left(\frac{\Delta V_{\rm C}}{\Delta t}\right) > M,\tag{1}$$

где  $\Delta V_{\rm C}$  – изменение скорости окисления углерода, кг/с за отрезок времени  $\Delta t$ , с.

Все плавки условно были разделены на «ровные» и «аритмичные» (рис. 1, 2). Например, для условий работы 280-т конвертеров (интенсивность продувки 3,0 – 3,5 м<sup>3</sup>/(т·мин), передельный чугун) к «ровным» были отнесены плавки, на которых во втором периоде





 $V_{\rm C}$  – скорость окисления углерода, кг/мин;  $C_{\Sigma}$  – общее количество окислившегося углерода, т;  $V_{O_2}^{\rm min}$  – скорость накопления кислорода продувки в шлаке, кг/мин · 10<sup>-1</sup>;  $\sum O_2^{\rm min}$  – общее количество кислорода продувки, накопленное в шлаке, т; Д 1,5 т, Д 3,0 т – добавка извести, т;  $Q_{O_21}$  – средняя интенсивность продувки кислородом, нм<sup>3</sup>/мин





 $V_{\rm C}$  – скорость окисления углерода, кг/мин;  $C_{\Sigma}$  – общее количество окислившегося углерода, т.;  $V_{O_2}^{\rm min}$  – скорость накопления кислорода продувки в шлаке, кг/мин;  $10^{-1}$ ;  $\sum O_2^{\rm min}$  – общее количество кислорода продувки, накопленное в шлаке, т

процесса продувки (период интенсивного окисления углерода) не наблюдалось ускорение процесса образования оксидов углерода ( $\Delta V_{\rm C}/\Delta t$ ) более 0,18 кг/с<sup>2</sup> при неизменном положении фурмы ( $H_{\phi}$ ) и расходе кислорода продувки ( $V_{\rm O_2}$ ). К «аритмичным» были отнесены плавки, на которых во втором периоде продувки наблюдалось ускорение процесса образования оксидов углерода с величинами, равными или превосходящими 0,18 кг/с<sup>2</sup> (рис. 3). Эти результаты были интересны и имели некоторое практическое значение. Однако отсутствие соответствующего аппарата критериальной оценки динамики окисления углерода существенно снижало их практическую ценность, так как не было ответа на вопрос – «Как исключить эти кризисные ситуации?» В рамках данной работы этот вопрос решен следующим образом. Процесс окисления углерода во втором периоде продувки представлен в виде двух составляющих – постоянной и переменной. В качестве признака начала и окончания второго периода плавки взята величина коэффициента использования кислорода на окисление углерода. Принято, что во втором периоде коэффициент отношения скорости подачи кислорода, израсходованного на окисление углерода, к расходу кислорода продувки, подаваемого на продувку  $\eta_{O_2 \rightarrow [C]} \ge 0.75 \div 0.80$ . Постоянная составляющая скорости окисления углерода во втором периоде продувки зависит от целого ряда факторов, главным из которых является интенсивность подачи кислорода [4 – 6].



Рис. 3. Динамика изменения скорости окисления углерода (а) и объема газов (б), выделяющихся из конвертерной ванны при выбросах

Наблюдения за отдельными реализациями переменной составляющей скорости окисления углерода ( $\Delta V_{\rm C}$ ) показали, что они не воспроизводятся от реализации к реализации, но амплитуда колебаний  $\Delta V_{\rm C}$  лежит в ограниченной, вполне определенной области значений (рис. 4).

Это послужило основанием к предположению о случайности процесса колебаний переменной составляющей скорости окисления углерода [6, 7]. Наибольший интерес для рассматриваемого случая представляли два свойства случайных процессов - стационарность и эргодичность [8]. Этот вопрос уже рассматривался Сургучевым Г.Д. в начале семидесятых годов прошлого столетия [9]. На основании анализа траектории скорости окисления углерода с позиций случайного процесса им был сделан вывод о том, что эти траектории не являются стационарными случайными функциями. Поэтому для получения стохастических характеристик такого процесса необходима обработка экспериментальных данных по множеству реализаций. Вывод Сургучева Г.Д. был абсолютно правильным, но относился к анализу реализаций V<sub>C</sub> по всей длительности процесса продувки, без разделения на отдельные периоды и выделения постоянной составляющей.

Доказательством стационарности процесса окисления углерода во втором периоде служит независимость первого и второго моментов распределений случайного процесса от времени [10]. При этом стохастические характеристики — математическое ожидание и дисперсия не существенно меняются от интервала к интервалу одной реализации. Проверка стационарности процесса осуществлялась по следующим правилам [10]:

- реализации V<sub>C</sub> во втором периоде продувки с постоянным расходом кислорода (рис. 4, б) разбивались на равные интервалы длительности (≥ 1 мин), при которых изменения реализаций можно принять независимыми друг от друга, так как они превышают длительность возможных переходных процессов;
- на каждом интервале вычислялись первый и второй моменты распределения колебаний  $\Delta V_{\rm C}$  и их автокорреляционных функций;
- рассчитанные стохастические характеристики конкретной реализации по интервалам анализировались на наличие трендов и отклонений, превышающих ожидаемые величины, обусловленные выборочной изменчивостью.

Оценки стохастических характеристик, упомянутых выше, автокорреляционных функций и спектральных характеристик выполнены при непосредственном участии в этих работах Данченкова Я.В. и Зимина В.Ю. [11, 12]. Проверка на стационарность и эргодичность показала, что переменную составляющую скорости окисления углерода, отцентрированную по ее постоянной составляющей, во втором периоде продувки можно



Рис. 4. Проверка стационарности переменной составляющей скорости окисления углерода (V<sub>C</sub>) во втором периоде конвертерной плавки: *a* – общая картина изменения V<sub>C</sub> на нескольких плавках подряд; *б* – изменение V<sub>C</sub> (1) и ΔV<sub>C</sub> (3) параллельно с изменением V<sub>O2</sub> (2)

---- предел изменения  $V_{\rm C}$  и  $\Delta V_{\rm C}$ 

рассматривать как стационарный, слабоэргодический случайный процесс.

Такой вывод позволил исследовать переменную составляющую скорости окисления углерода с помощью математического анализа стационарных, эргодических случайных процессов по каждой отдельной реализации [8, 10] (рис. 5).

Это в свою очередь дало возможность рассчитать автокорреляционную функцию каждой реализации, получить уравнение ее спектральной плотности, оценить распределение мощности колебаний переменной части скорости окисления углерода по гармоническим составляющим, оценить их состав и установить связи с пространственной структурой процесса.

На рис. 5 приведены примеры изменения автокорреляционных функций переменной составляющей скорости окисления углерода в зависимости от сдвига по времени для конвертеров вместимости 280 – 320 т.

Анализ вида множества автокорреляционных функций отдельных реализаций по плавкам показал, что они не связаны ни с вместимостью агрегатов, ни с особенностями передела. Главным и определяющим является сам процесс и характер его протекания. Для аритмичных плавок характерно большее значение  $R_{\Lambda V}$  (O), особенно это касается плавок, на которых были отмечены выбросы шлако-металлической эмульсии (см. рис. 5). Смена знака значений автокорреляционных функций говорит о наличии колебательных составляющих в исследуемой реализации  $\Delta V_{\rm C}$ . Гармонические составляющие не отличаются большой мощностью, которая обычно присуща детерминированным колебаниям. Это еще раз подтверждает стохастическую природу  $\Delta V_C$ . Наиболее доступным и характерным показателем автокорреляционной функции является ее значение при сдвиге по времени, равном нулю. Это значение является дисперсией колебаний случайного стационарного процесса с математическим ожиданием, равным  $R_{\Lambda V_{\alpha}}(O)$ . Дисперсия колебаний  $\Delta V_{\rm C}$  – это фактически аритмия процесса, оцененная количественно. Связь аритмии процесса окисления углерода, как было показано выше, с технологическими характеристиками процесса полностью подтвердилась. Появилась возможность оценить эту связь не только качественно, но и количественно.



Рис. 5. Автокорреляционные функции переменной составляющей скорости окисления углерода во втором периоде продувки; *I* – плавки первой группы (ровные); *2* – плавки второй группы (аритмичные); *3* – плавки второй группы с зафиксированными выбросами;

Установлена достаточно тесная статистическая связь между массой попадающего кремния, марганца и фосфора в агрегат с заливаемым чугуном и дисперсией колебаний переменной составляющей V<sub>C</sub> во втором периоде продувки (рис. 6) для условий агрегата садкой 280 т:

$$R_{\Delta V_c}(O) = -14 \cdot 10^3 + 11,5 \cdot 10^3 \cdot G(Si, Mn, P)_{q}, \quad (2)$$

где G(Si, Mn, P)<sub>ч</sub> – масса [Si], [Mn], [P], поступающих в конвертер с чугуном, т при R = 0.37 и  $S_{ocr} = 12.5 \cdot 10^3$ .

Для агрегатов садкой 320 т эти исследования дали еще более убедительные результаты по наличию стохастических зависимостей между дисперсией колебаний V<sub>C</sub> во втором периоде продувки и технологическими характеристиками процесса (табл. 1). Все эти характеристики непосредственно влияют на условия формирования шлаковой фазы и в первую очередь на массу образующихся оксидов железа [11].

Наличие методики оценки количества накопленного в шлаке окисленного железа позволила исследовать взаимосвязь значений этой величины в конце первого периода с дисперсией колебаний V<sub>C</sub> во втором периоде продувки для большегрузных конвертеров. Представленные данные, весьма близкие по характеру, были аппроксимированы соответствующими регрессионными уравнениями.

Для 320-т конвертера:

$$R_{\Delta V_{\rm C}}({\rm O}) = 10,44 \cdot 10^5 - 33,6 \cdot 10^4 G_{\sum {\rm Fe}_{\rm mn}} + 14,4 \cdot 10^3 G_{\sum {\rm Fe}_{\rm mn}}, R = 0,75, S_{\rm ocr} = 4,2 \cdot 10^3;$$
(3)

Для 280-т конвертера:

$$R_{\Delta V_{\rm C}}({\rm O}) = -14 \cdot 10^3 + 6,66 \cdot 10^3 G_{\sum {\rm Fe}_{\rm max}},$$
  

$$R = 0,83, S_{\rm oct} = 5,95 \cdot 10^3,$$
(4)

где  $G_{\sum Fe_{mn}}$  масса суммарного железа в шлаке по окончанию первого периода продувки, т.

Некоторое расхождение данных следует объяснять наличием систематических погрешностей в расчетах. Близость полученных зависимостей следует объяснять близкими емкостями агрегатов и тем, что дисперсии колебаний переменной составляющей скорости окисления углерода во втором периоде продувки действительно зависят от уровня накопленных оксидов железа в шлаке перед началом этого периода. Таким образом, был найден объективный критерий оценки аритмии протекания процессов окисления углерода, который может быть и критерием вероятности возникновения выбросов. Последнее верно благодаря тому, что выбросы наблюдали на плавках, на которых величина дисперсии превосходила определенное значение (рис. 7). Оба эти фактора определяются в первую очередь и главным образом количеством оксидов железа,



Рис. 6. Влияние суммарного количества кремния, марганца, фосфора, попадающих в конвертер с чугуном, на дисперсию колебаний скорости окисления углерода во втором периоде продувки (280-т конвертер): О – ровные плавки; ▲ – аритмические плавки; – плавки с выбросами

накопленных в шлаке перед началом периода интенсивного окисления углерода [6, 7].

Оценка распределения мощности колебательного процесса по спектру позволила выделить мощности сигналов в отдельной полосе частот и убедиться, что в принципе изменение мощности сигнала на отдельных интервалах спектра связана с технологическими переменными процесса.

Наличие селективных связей спектра колебаний  $\Delta V_{\rm C}$  с технологическими переменными процесса уже не вызывало сомнений, но требовало более убедительных и корректных доказательств. Для этих целей был использован метод авторегрессии, который применим к случайным стационарным, эргодическим процессам [10, 13].

В результате были получены [13] стохастические структуры реализаций переменной составляющей скорости окисления углерода общего решения уравнения авторегрессии в виде гармонического ряда:

$$\Delta V_{\rm C}(K) = \sum_{i=1}^{N} A_i r_i^{|K|} \cos(f_i K + \varphi_i),$$
 (5)

где  $A_i$  – амплитуда *i*-ой гармоники;  $f_i$  – частота колебаний *i*-ой гармоники;  $\phi_i$  – сдвиг фазы *i*-ой гармоники; N – число гармоник,  $N \le n$ ; n – число разбиений исследуемого интервала изменений  $\Delta V_{\rm C}$ .

Функция	Регрессионное уравнение	Коэффициент корреляции
$R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = f(\overline{V}_{\rm C})$	$R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = 43,38(\overline{V}_{\rm C}) - 21\ 700$ $R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = 2,82 \cdot 10^{-4} (\overline{V}_{\rm C})^{2,6}$	0,64 0,78 <sup>экс.</sup>
$R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = f(\overline{V}_{\rm O_2})$	$R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = 130,875(\overline{V}_{\rm O_2}) - 111\ 726$ $R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = 1,132 \cdot 10^{-14} (\overline{V}_{\rm O_2})^{6,326}$	0,72 0,8 <sup>экс</sup>
$R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = \sum \Pi \mathbf{p}$	$R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = -44\ 790 \cdot \sum \Pi p + 91\ 338$	-0,64
$R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = f(T_{\rm q})$	$R_{\Delta V_{\rm C}}(0) = 1058 \cdot T_{\rm q} - 1430610$	0,63
$\frac{R_{\Delta V_{\rm C}}(0)}{\overline{V}_{\rm C}^2} = \sum \Pi p$	$\frac{R_{\Delta V_{\rm C}}(0)}{\overline{V}_{\rm C}^2} = -0.44 \sum \Pi p + 0.094$	-0,68
$\frac{R_{\Delta V_{\rm C}}(0)}{\overline{V}_{\rm C}^2} = f(t_{\rm q})$	$\frac{R_{\Delta V_{\rm C}}(0)}{\overline{V}_{\rm C}^2} = 0,0008 \cdot t_{\rm q} - 1,06$	0,66
$\frac{R_{\Delta V_{\rm C}}(0)}{\overline{V}_{\rm O_2}^2} = \sum \Pi p$	$\frac{R_{\Delta V_{\rm C}}(0)}{\overline{V}_{\rm O_2}^2} = -0,048 \sum \Pi p + 0,097$	-0,81
$\frac{\overline{R_{\Delta V_{\rm C}}(0)}}{\overline{V}_{\rm O_2}^2} = f(t_{\rm q})$	$\frac{\overline{R_{\Delta V_{\rm C}}(0)}}{\overline{V}_{\rm O_2}^2} = 0,00072 \cdot t_{\rm q} - 0,97$	0,67

### Стохастические зависимости дисперсии переменной составляющей скорости окисления углерода от технологических факторов процесса

Примечание:  $\overline{V}_{\rm C}$  – средняя скорость окисления углерода во втором периоде процесса, кг/мин.  $\overline{V}_{\rm O_2}$  – средняя интенсивность подачи кислорода во втором периоде продувки, м<sup>3</sup>/мин.  $\sum \Pi p$  – содержание шлакообразующих примесей в заливаемом в агрегат чугуне (Si, Mn, P), %.  $t_a$  – температура заливаемого чугуна, °C.



Достоверность полученных стохастических структур реализаций переменной составляющей скорости окисления углерода подтверждена по ее воспроизведению при прогнозе значения  $\Delta V_{\rm C}$  с опережением до 36 с по найденным коэффициентам уравнения авторегрессии (5). Такая проверка показала, что при опережении прогноза до 36 с его среднеквадратическое отклонение от исследуемых реализаций не превышало погрешности определения  $V_{\rm C}$  [13].

Исследования стохастической структуры реализаций  $\Delta V_{\rm C}$  показали присутствие в ней гармонических составляющих с пятью периодами. Периоды колебаний соответствующих структурных составляющих образуют непрерывный ряд:  $T_1 > 1,2$  мин;  $0,6 < T_2 \le 1,2$  мин;  $0,4 < T_3 \le 0,6$  мин;  $0,3 < T_4 \le 0,4$  мин;  $0,2 \le T_5 \le 0,3$  мин.

Присутствие низкочастотной составляющей и средних частот не было неожиданным, но позволило их существенно конкретизировать. Интересным фактом послужило установление наличия в процессе колебаний  $\Delta V_{\rm C}$  относительно высоких частот ( $\omega_3 = 1/T_3 \div \omega_4 = 1/T_4$ ).

Еще более интересным оказалось распределение мощности структурных колебаний переменной составляющей  $V_{\rm C}$  в зависимости от периода колебаний T (рис. 8), которое описывается регрессионным уравнением:



Рис. 8. Распределение мощности колебаний скорости окисления углерода по спектру их стохастической структуры,  $N_0 = 1$  (кг/мин)<sup>2</sup>

10 lg 
$$\frac{N}{N_0}$$
 = 1,1 + 40,25 lg *T* при *R* = 0,55 и S<sub>ост</sub> = 9,79, (6)

где  $N_0 = 1$  (кг/мин)<sup>2</sup>; *T* – период колебаний, с. Это уравнение отвечает простому соотношению:

$$A\omega^2 = 1, \tag{7}$$

где *А* – амплитуда колебаний гармонической составляющей, кг/мин; ω – частота колебаний, Гц.

Уравнение (7) показывает, на сколько существенно должны отличаться мощности и амплитуды колебаний гармонических составляющих в зависимости от частоты.

Распределение мощности колебаний в зависимости от логарифма частоты (см. рис. 8) показывает, что она превышает утроенное значение остаточного среднеквадратического отклонения по аппроксимирующему уравнению (6). Поэтому количественного исследования связей параметров гармонических колебаний на частотах более ~0,04 Гц с технологическими характеристиками не производилось.

Со стороны низкочастотных составляющих область исследований так же была ограничена. Для надежного определения низкочастотных составляющих необходимо иметь длительность участка автокорреляционной функции не менее 1/4 длительности периода колебаний. С другой стороны, автокорреляционная функция надежно определена при величине сдвига менее 0,1 длительности всей исследуемой реализации [13]. В рамках данной работы максимальной достоверной величиной периода колебаний был принят интервал, равный 0,4 длительности второго периода продувки. Поэтому из всего обнаруженного спектра, на связь с технологическими характеристиками процесса были исследованы первые три гармоники  $T_1$ ,  $T_2$  и  $T_3$ , при этом период первой гармоники был ограничен сверху величиной ~180 с. В табл. 2 представлены результаты этого анализа. Он показал, что спектральная структура колебаний  $\Delta V_C$  имеет явно выраженную селективную связь по частотам с изменением технологических характеристик процесса. При этом структура спектра явно связана с пространственно-распределенной структурой конвертерного процесса.

Действительно, период низкочастотных составляющих колебаний  $\Delta V_{\rm C}$  при интенсивном окислении углерода ( $72 < T_1 \le 180$  с) определяется состоянием шлака (его массой, массой извести, отданной в агрегат, количеством шлакообразующих компонентов, поступивших с чугуном и, наконец, массой оксидов железа). Период этой составляющей не зависит от интенсивности продувки и положения фурмы (см. табл. 2).

Наибольший интерес представляет колебательный процесс окисления углерода с периодом  $36 < T_2 \le 72$  с. Он зависит в основном от изменения управляющих воздействий (изменения положения фурмы и расхода кислорода, массы загруженной извести в первом периоде).

Обращает на себя внимание особенно явное влияние положения фурмы, т.е. расположение реакционной зоны в ванне.

Связи указывают на то, что эта группа колебаний по своей природе в первую очередь относится к системе «шлак – металл». Именно колебания с периодом 36 – 72 с обуславливают ускорение скорости окисления углерода, имеющее прямое отношение к условиям возникновения выбросов шлака и металла [уравнение (1)].

Колебания  $\Delta V_{\rm C}$  с периодом  $24 < T_3 \le 36$  с связаны с интенсивностью подачи кислорода и изменением положения фурмы.

Влияние характеристик шлаковой фазы достоверно не установлено. Главенствующую роль по влиянию на период колебаний занимает положение фурмы и расход кислорода на продувку (см. табл. 2). Эта группа колебаний  $\Delta V_{\rm C}$  также имеет непосредственное отношение к условиям возникновения выбросов [уравнение (1)], хотя и в меньшей степени, чем предыдущая.

Характер обнаруженных связей позволяет заключить, что низкочастотные гармоники  $T_1$  в основном определяются процессами, происходящими в шлаковой фазе. Гармонические составляющие с периодом  $T_2$  определяются процессами, происходящими в шлакометаллической эмульсии системы шлак – металл. Гармонические составляющие с периодом  $T_3$  обусловлены процессами, происходящими в металлической ванне. Наконец, качественный анализ связей гармонических составляющих в интервале  $12 < T_4$ ,  $T_5 \le 24$  с с технологическими характеристиками процесса указывает на наличие подавляющего влияния только расхода кислорода и, следовательно, они обусловлены исключительно

## Таблица 2

№ п/п	Взаимосвязь	Регрессионное уравнение	R	S <sub>oct.</sub>
	·	$72 < T_1 \le 180 \text{ c}$		
1	$T_1 = f(G_{_{\rm H3B}})$	$T_1 = 5,4 + 5,58(G_{_{\rm H3B}})$	0,53	26,4
2	$T_1 = f\left(\sum \Pi \mathbf{p}\right)^*$	$T_1 = 33,8 + 46,7(\sum \Pi p)$	0,41	31,2
3	$T_1 = f(G_{\sum \mathrm{Fe}_{\mathrm{IIII}}})$	$T_1 = 78,6+5,3G_{\sum Fe_{IIII}}$	0,46	25,8
4	$T_1 = f(G_{\min})$	$T_1 = 68, 2 + 1,56G_{\text{IIIII}}$	0,4	31,8
5	$T_1 = f(V_{O_2})$	$T_1 \neq f(V_{O_2})$	_	-
6	$T_1 = f(H_{\phi})$	$T_1 \neq f(H_{\phi})$	_	-
7	$T_1 = f(\overline{V}_{C_2})$	$T_1 \neq f(\overline{V}_{C_2})$	_	-
8	$T_1 = f(\tau_{\text{nep}})$	$T_1 \neq f(\tau_{\text{nep}})$		_
	1	$36 < T_2 \le 72 \text{ c}$		
1	$T_2 = f(H_{\phi})$	$T_2 = -54, 6 + 59H_{\Phi}$	0,63	7,32
2	$\frac{T_2}{H_{\rm cp}} = f(V_{\rm O_2})$	$\frac{T_2}{H_{\rm cp}} = 15 + 0,0128V_{\rm O_2}$	0,34	3,96
3	$\frac{T_2}{H_{\rm cp}} = f(G_{\rm {\tiny H3B}})$	$\frac{T_2}{H_{cp}} = 33,6-0,248G_{_{H3B}}$ $\frac{T_2}{H_{cp}} = 71,6-16,2G_{_{H3B}}+1,26G_{_{H3B}}^2-0,0264G_{_{H3B}}^3$	-0,13	4,5
		H <sub>cp</sub>		
4	$\frac{I_2}{H_{\rm cp}} = f(\sum \Pi \mathbf{p}^*)$	$\frac{T_2}{H_{\rm cp}} \neq f(\sum \Pi p)$	_	-
5	$\frac{T_2}{H_{\rm cp}} = f(G_{\sum {\rm Fe}_{\rm max}})$	$\frac{T_2}{H_{\rm cp}} \neq f(G_{\sum {\rm Fe}_{\rm min}})$	_	_
		$24 \le T_2 \le 36 \text{ c}$		
1	$T_3 = f(V_{O_2})$	$T_3 = 13, 1 + 0,015 V_{\rm O_2}$	0,47	2,4
2	$T_3 = f(H_{\rm cp})$	$T_3 = 19,7+5,46H_{\rm cp}$	0,12	2,8
3	$T_3 = f(G_{_{\rm H3B}})$	$T_3 \neq f(G_{\rm hyb})$	-	-
4	$T_3 = f(\sum \Pi \mathbf{p})$	$T_3 \neq f(\sum \Pi p)$	_	_
5	$T_3 = f(G_{\text{mun}})$	$T_3 \neq f(G_{\text{IIII}})$	-	-
Пр* — ма	сса загруженных в конверт	rep [Si], [P], [Mn] с чистым чугуном		

## Результаты анализа влияния технологических характеристик процесса на периоды гармонических составляющих колебаний переменной составляющей скорости окисления углерода во втором периоде продувки

состоянием реакционной зоны. Подводя итоги этих исследований, можно прийти к следующим положениям.

Периодичность изменений скорости окисления углерода на низких частотах может вызываться: периодическим вводом шлакообразующих и твердых окислителей по ходу продувки, изменением физико-химических свойств шлаковой фазы, а следовательно, они взаимосвязаны с изменением уровня ванны [1]. Изменения переменной составляющей скорости окисления углерода на средних частотах  $T_2$  и  $T_3$  связаны в первую очередь с взаимодействием между шлаковой и металлической фазами и определяются интенсивностью и периодичностью перемешивания их структурных составляющих. Последние зависят от взаиморасположения дутьевых устройств и ванны и интенсивности подачи кислорода. Высокочастотные составляющие  $T_4$  и  $T_5$  связаны с колебанием и периодическим движением зон взаимодействия окислительных газов с ванной, «реакционной зоной».

Выполненные исследования и результаты, полученные по колебательным процессам в «реакционной зоне» [14, 16], взаимодействии пульсирующих окислительных газовых потоков с каплями расплавов на основе железа [17, 18], применении пульсирующей продувки [16, 18] позволяют сформулировать качественный ряд гармонических составляющих колебания скорости окисления углерода в конвертерном процессе в зависимости от масштаба структур, его создающих (рис. 9). Разумеется, такое представление гармонического ряда носит определенный условный характер, особенно



Рис. 9. Стохастический ряд гармонических составляющих колебаний скорости окисления углерода в конвертерном процессе в зависимости от масштаба структур, его составляющих:

*T<sub>c</sub>* – период колебаний

обозначенные границы между отдельными областями спектра. Однако такое представление позволяет наглядно изобразить всю картину в целом и понять, что природа колебаний скорости окисления углерода носит такой же многообразный спектр, как и ее стохастическая спектральная структура. В этом явлении принимает участие весь набор процессов, лежащих в диапазоне от макро процессов перемешивания взаимодействующих фаз до процессов на уровне взаимодействия диспергированных металлических капель (0,1 – 0,05 мм) с окислительной фазой [16, 18, 20, 21].

Диапазон частот оказывается весьма широк: от сотых и тысячных долей Гц до единиц и десятков кГц. Условно весь диапазон можно поделить на низкочастотную группу *I*, когда период колебаний приближается к 100 с и более, среднечастотную группу *II* с периодом колебаний в диапазоне 25 - 80 с, высокочастотную группу *III* с периодом колебаний в диапазоне 1 - 25 с и сверхвысокочастотную группу *IV* с периодом колебаний в диапазоне от 1 до тысячных и десятитысячных долей секунды.

Распределение мощности по спектру колебаний (см. рис. 8) указывает на возможное механическое влияние на протекание макроявлений конвертерного процесса (изменение уровня ванны, выбросы шлакометаллической эмульсии и др.) низко-, средне- и высокочастотных составляющих зон промышленных агрегатов (см. рис. 9). Их мощность составляет 4-6 % от средней мощности перемешивания ванны за счет образования в последней оксидов углерода и соответствует колебаниям V<sub>C</sub> относительно средних значений до 20-25 %. Для сравнения (см. рис. 8), высокие частоты составляют менее 0,1-0,2 % средней мощности перемешивания ванны оксидами углерода и 0,3-0,45 % амплитуды колебаний  $V_{\rm C}$  относительно ее средних значений. Низкочастотные составляющие  $(T_1 \ge 80 \text{ c}),$ имеющие наибольшую мощность, обусловлены в первую очередь режимом ввода шлакообразующих и других сыпучих по ходу продувки. Ввод сыпучих является необходимой технологической операцией и при грамотном ее выполнении она не приводит к нарушениям хода процесса. Саму низкочастотную составляющую колебаний нельзя в строгом смысле этого слова рассматривать как случайную, имеющую стохастическую природу, так как она в первую очередь обусловлена режимом ввода сыпучих.

Мощность колебаний на средних частотах снижается до 2 – 4 % средней мощности перемешивания ванны оксидами углерода, а мощность высокочастотной составляющей падает до долей процента. Однако природа этих колебаний, как отмечалось, связана с интенсивностью взаимодействия и перемешивания системы шлак – металл и процессами, происходящими в «реакционной зоне». Другими словами эти колебания непосредственно связаны с аэрометаллодинамикой ванны и физико-химическими процессами, происходящими в ней.

По мощности колебаний сверхвысокочастотные составляющие должны занимать исчезающе малые значения. Уникальность процессов окисления углерода заключается, как отмечалось выше, в том, что образующиеся газообразные продукты окисления перемешивают взаимодействующие фазы на любом уровне масштаба реагирующих структур. Такого рода системы обязательно порождают колебательные процессы, так как содержат в себе положительные обратные связи. Ансамбль таких структур порождает обязательное колебательное воздействие на структуры большего масштаба, которые на выходе порождают колебания уже большей мощности и т. д. Скорость окисления углерода можно рассматривать как сумму последовательно включенных стохастических, гармонических осцилляторов, каждый из которых обладает своим только ему присущими коэффициентом усиления и генератором случайных возмущений в последующей структуре.

Величины коэффициентов усиления определяются

масштабом структур, порождающих процесс, и в среднем подчиняются довольно простому закону постоянства произведения амплитуды колебаний на квадрат их частоты [уравнение (7)].

Генераторы случайных возмущений, если не подвержены специально организованным внешним воздействиям, генерируют возмущения естественным случайным образом. Ведущая частота возмущений соответствует ведущей частоте осциллятора, т. е. масштабу структуры, генерирующей процесс. Таким образом реализуется направленное воздействие высших частот на колебания ближайших низших с усилением мощности на каждом уровне благодаря источникам мощности, присущим каждой структурной составляющей процесса. На уровне диспергированных фаз это энергия струй окислителя, затраченная на формирование новой поверхности газ-металл, на уровне структур взаимодействия окислительных струй с ванной - энергия на образование кратера, перемешивание прилегающих фаз взаимодействия и др., на уровне структур взаимодействия шлак-металл - энергия перемешивания струями окислителей и образовавшимися оксидами углерода.

Поэтому за реализацию аритмии скорости окисления углерода ответственен в принципе весь ансамбль структур взаимодействия, присущих конвертерному процессу.

Вероятность возникновения аритмии окисления углерода определяется вероятностью генерации возмущений на каждом из уровней, при этом значимость возмущений тем больше, чем больше масштаб структур, их порождающих. Такие представления вполне объясняют положительное влияние на весь конвертерный процесс в целом пульсирующей продувки с частотами, измеряемыми килогерцами [18]. Речь идет об упорядочивании работы генераторов возмущений на уровне взаимодействия диспергированных фаз. Вопросы этих сверхвысокочастотных взаимодействий подробно изучались А.В. Явойским с сотрудниками [16-18]. Непосредственно за возникновение недопустимых изменений скоростей окисления углерода, приводящих к выбросам металла и шлака, ответственны средние и высокочастотные составляющие спектра – группы II и *Ш* структур взаимодействия промышленных агрегатов (см. рис. 9).

Поведение переменной составляющей скорости окисления углерода полностью оправдывает положение о стационарном неравновесном состоянии [19] динамической конвертерной системы, подверженной случайным возмущениям. При «ровных» плавках все величины затухания [уравнение (5)]  $r_i$  меньше нуля. Таким образом, вызванные флуктуации (возмущения) на отдельно

взятых гармониках быстро затухают, т.е. система самоорганизуется и оказывается устойчивой. На плавках «аритмичных» встречаются гармонические коэффициенты затухания больше нуля и система вся в целом оказывается неустойчивой, так как способности системы к саморегулированию оказываются недостаточными.

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Окороков Б.Н., Явойский В.И. Некоторые закономерности кислородно-конвертерного процесса. // Теория и технология новых процессов производства стали: Сб. МИСиС № 48. – М.: Металлургия, 1968. С. 166 – 175.
- Окороков Б.Н. Некоторые оптические и физические свойства факела кислородно-конвертерного процесса и их связь с технологическими особенностями продувки. // Автореф. дис. на ... канд. техн. наук. М.: МИСиС, 1967. 14 с.
- 3. Абросимов А.Е., Окороков Б.Н. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1974. № 5. С. 180 185.
- **4.** Я в о й с к и й В.И. Теория процессов производства стали. М.: Металлургия, 1963. 830 с.
- Автоматизация в черной металлургии. / Под ред. Д.И. Туркенича – М.: Металлургия, 1969. – 576 с.
- **6.** Данченков Я.В., Окороков Б.Н. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1977. № 6. С. 33 38.
- Зимин В.Ю., Окороков Б.Н., Явойский В.И. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1983. № 3. С. 26 – 30.
- Венцель Е.С. Теория вероятностей. М.: Наука, 1964. – 576 с.
- 9. Сургучев Г.Д. Математическое моделирование сталеплавильных процессов. – М.: Металлургия, 1978. – 224 с.
- 10. Бендат Дж., Пирсол А. Измерение и анализ случайных процессов. – М.: Мир, 1971. – 408 с.
- Данченков Я.В. Исследования особенностей развития динамики шлакового режима и скорости окисления углерода и их связи с техническими параметрами кислородно-конвертерного процесса // Дис. ... канд. техн. наук. М.: МИСиС, 1978. 181 с.
- 12. Зимин В.Ю. Разработка способов управления процессами окисления углерода в конвертерной ванне // Дис. ... канд. техн. наук. – М.: МИСиС, 1982. – 177 с.
- **13.** Дженкинс Г., Ваттс Д. Спектральный анализ и его применение. М.: Мир, 1971. Вып. 1. 316 с.
- Баптизманский В.И., Охотский В.Б. Физико-химические основы кислородно-конвертерного процесса. Киев-Донецк: Вища школа, 1981. – 184 с.
- 15. Явойский А.В. Разработка, исследование и применения пульсирующего дутья в сталеплавильном производстве. // Дис....док. техн. наук. – М.: МИСиС, 1983. – 419 с.
- 16. Явойский В.И., Явойский А.В. идр. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1976. № 7. С. 36 – 41.
- Зимин В.Ю., Окороков Б.Н., Явойский В.И. и др. // Изв. АН СССР. Металлы. 1980. № 4. С. 3 – 9.
- 18. Явойский А.В., Сигачев А.А. и др. // Сталь. 1977. № 6. С. 49 – 50.
- 19. Пригожин И., Кондепуди Д. Современная термодинамика. От тепловых двигателей до диссипативных структур. – М.: Мир, 2002. – 461 с.

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

## ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

УДК 681.142.2 + 621.746

## О.С. Логунова, Е.Г. Филиппов, И.В. Павлов, В.В. Павлов

Магнитогорский государственный технический университет

## СТРАТЕГИЯ ПОСТАНОВКИ ЗАДАЧИ МНОГОКРИТЕРИАЛЬНОЙ ОПТИМИЗАЦИИ СОСТАВА ШИХТОВЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ

Аннотация. В статье рассмотрена стратегия постановки задачи оптимизации состава шихтовых материалов для дуговой сталеплавильной печи. Предлагается задачи представить в виде композиции двух подзадач. В первой задаче оптимизируется соотношение металлического лома и чугуна. Во второй задаче выполняется оптимизация состава металлического лома по химическому составу для хрома, никеля и меди. Приведен пример постановки задачи для условий ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» по требованиям каждой марки стали. Приведена обобщающая схема для реализации предлагаемой стратегии.

## ELECTRIC ARC STEELMAKING FURNACE CHARGE MATERIALS MIXTURE OPTIMIZED CODE TASK MANAGEMENT STATEMENT STRATEGY

Abstract. The article describes the strategy formulation of the problem of optimizing charge materials for electric arc furnace. Invited to present the problem as a composite of the two subtasks. In the first problem is optimized ratio of scrap and pig iron. In the second problem is optimized composition of scrap metal on the chemical composition of chromium, nickel, and copper. An example of the formulation of the problem for the conditions of "MMK" on the requirements of each steel grade. See generalizing scheme to implement the proposed strategy.

Выплавка стали в дуговых сталеплавильных печах (ДСП) переменного тока в настоящее время нашла широкое применение на российских и зарубежных предприятиях. Производство стали, выплавляемой в таких печах, постоянно возрастает и в 2012 г. достигнет 23 215,0 тыс. т, а в 2013 г. – 24 247,2 тыс. т [1], что составляет около 4,5 и 9 % прироста по сравнению с выпуском электростали в 2011 г.

Увеличение объемов производства требует разработки новых научно-обоснованных технологий загрузки исходных шихтовых материалов, ведения выплавки, внепечной обработки и непрерывной разливки стали. Комплексная схема автоматизации металлургического предприятия включает систему блоков, относящихся к каждому переделу [2]. Каждый блок содержит входные параметры, которые позволяют оказать управляющее воздействие на протекание не только выбранного металлургического процесса, но и всей технологической цепочки получения непрерывнолитой заготовки (выплавка – доводка – разливка). Принятие решения о выборе режимов работы металлургических агрегатов должно базироваться на использовании автоматизированной системы оценки качества заготовки, позволяющей повысить достоверность и объективность получаемой информации [3].

В условиях ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» (ММК) для выплавки стали в ДСП используется два вида сырья – металлический лом и жидкий предельный чугун. Формирование химического состава получаемого полупродукта во многом определяется составом металлического лома. Экспериментальное исследование химического состава металлического лома позволило выявить его структуру и процентное содержание остаточных элементов (хром, никель и медь), привносимых с ним в шихту (табл. 1). Результаты обработки полученных экспериментальных данных приведены в работе [4].

Для получаемой стали выдвигаются требования по содержанию остаточных элементов, таких как хром,

Таблица 1

Процентное содержание химических элементов, привносимых в шихту с металлическим ломом

PHE MOTOLEOLOMO	Содержание химических		
вид металлолома	[Cr]	[Ni]	[Cu]
Полосовой и сортовой лом	0,10	0,15	0,15
Металлические конструкции	0,15	0,20	0,20
Тонкие трубы	0,30	0,15	0,25
Рельсы, накладки	0,15	0,20	0,25
Лом автомобильный	0,10	0,15	0,15

никель и медь, в зависимости от марки стали. Пример рекомендуемых значений процентного содержания остаточных элементов в стали приведен в табл. 2.

Таблица 2

## Рекомендуемое процентное содержание остаточных элементов в сталях различного назначения

	Содержан	держание остаточных элемен-		
Назначение стали	тов в стали, не более, % (по массе)		б (по массе)	
	[Cr]	[Ni]	[Cu]	
08Ю ВОСВ ГОСТ 9045*	0,02	0,04	0,04	
Корд	0,05	0,05	0,05	
Катанка ТУ 14-1-5317	0,1	0,1	0,15	
Сталь по ГОСТ 380	0,3	0,3	0,3	
* BOCB – весьма особо сложная вытяжка.				

Эффективность математического описания технологических процессов в различных отраслях во многом определяется полнотой и корректностью постановки задачи [5]. Для задач, определяющих состав шихтовых материалов, на первое место выносятся проблемы оценки теплового и материального баланса при заданных соотношениях шихтовых материалов. Практически в таких исследованиях отсутствуют работы по постановке задач оптимизации и принятия решений в многокритериальной среде. Авторами исследования была сформулирована проблема определения процентного соотношения металлического лома и чугуна в шихте ДСП, а также структурного состава лома, при которых может быть достигнуто минимальное значение остаточных элементов в стали в пределах рекомендуемых значений.

Данную проблему можно определить как многокритериальную задачу оптимизации о смесях. Стратегия постановки задачи включает рассмотрение двух взаимосвязанных частей:

- задача 1: определение массы металлического лома, подаваемого в ДСП, при которой будет достигнуто минимальное значение для процентного содержания хрома, никеля и меди в расплаве при наличии ограничений на суммарную массу лома и чугуна, определенную производственными возможностями ДСП;
- задача 2: определение массовой структуры металлического лома (см. табл. 1), позволяющего получить минимальное содержание хрома, никеля и меди в общей массе лома при наличии ограничений на исходный и получаемый химический состав стали.

В качестве отличительных особенностей задачи можно указать, что:

задачи являются многокритериальными, в которых в качестве целевой функции выступают: задача 1 – значения процентного содержания оста-

точных элементов в стали; задача 2 – значения массы вносимых остаточных элементов;

- определение параметров целевой функции выполняется на основе экспериментального исследования;
- выявление технологических параметров для записи уравнений и неравенств выполняется на основе проведения корреляционного анализа выбранных величин;
- система ограничений образует систему взаимосвязанных уравнений и неравенств, в которые зависимая величина может входить и как независимый фактор и как зависимый признак.

Для решения указанных оптимизационных задач введем допущения:

- в постановке задачи рассматриваются три остаточных элемента – хром, никель и медь, которые определяют наиболее важные потребительские свойства стали;
- в ходе экспериментального исследования зависимостей получены линейные формы для выбранных целевых функций и уравнений и неравенств системы ограничений.

Рассмотрим пример постановки задач многокритериальной оптимизации для определения структурного состава металлического лома. Выполним все шаги постановки задачи согласно предлагаемой стратегии.

Этап 1 – постановка задачи по определению массы металлического лома и чугуна; процентного содержания серы, фосфора и кислорода в готовой стали; температуры металла на выпуске из ДСП, при которых возможно получение минимального процентного содержания остаточных элементов – хрома, никеля и меди.

Шаг 1.1. Введем обозначения независимых переменных и функций (табл. 3).

Таблица З

## Математические обозначения переменных и функций, принятые для задачи 1

Искомые переменные		
Масса металлического лома, т	<i>т</i> <sub>л</sub>	
Масса чугуна, т	m <sub>y</sub>	
Температура металла на выпуске, °С	Т	
Содержание серы, %	Ss	
Содержание фосфора, %	Sp	
Содержание кислорода, %	$S_{\mathrm{O}_2}$	
Целевые функции		
Содержание никеля, %	$S_{ m Ni}$	
Содержание хрома, %	S <sub>Cr</sub>	
Содержание меди, %	S <sub>Cu</sub>	

Шаг 1.2. Устанавливаем эмпирические зависимости для выбранных величин, образующих систему взаимозависимых уравнений [4]:

$$\begin{cases} S_{\text{N}i} = a_{11}m_{\pi} + a_{12}m_{q} + \xi_{1}; \\ S_{\text{Cu}} = a_{21}m_{\pi} + a_{22}m_{q} + \xi_{2}; \\ S_{\text{O}_{2}} = b_{31}S_{\text{N}i} + a_{33}T + \xi_{3}; \\ S_{\text{S}} = b_{42}S_{\text{Cu}} + b_{45}S_{\text{P}} + b_{46}S_{\text{Cr}} + \xi_{4}; \\ S_{\text{P}} = b_{55}S_{\text{S}} + b_{56}S_{\text{Cr}} + \xi_{5}; \\ S_{\text{Cr}} = b_{62}S_{\text{Cu}} + b_{64}S_{\text{S}} + b_{65}S_{\text{P}} + \xi_{6}, \end{cases}$$
(1)

где { $S_{\rm Ni}$ ,  $S_{\rm Cu}$ ,  $S_{\rm O_2}$ ,  $S_{\rm S}$ ,  $S_{\rm p}$ ,  $S_{\rm Cr}$ } – множество эндогенных переменных, { $m_{\rm n}$ ,  $m_{\rm q}$ , T} – множество экзогенных переменных;  $a_{ij}$  – эмпирические коэффициенты для экзогенных переменных;  $b_{ij}$  – эмпирические коэффициенты для эндогенных переменных;  $\xi_i$  – эмпирический показатель, оценивающий влияние неучтенных факторов.

Шаг 1.3. Определяем вектор целевых функций на основании уравнения (1) и направление улучшения их значений:

$$S_{\rm Ni} = a_{11}m_{\pi} + a_{12}m_{q} \to \min;$$
  

$$S_{\rm Cu} = a_{21}m_{\pi} + a_{22}m_{q} \to \min;$$
  

$$S_{\rm Cr} = b_{62}S_{\rm Cu} + b_{64}S_{\rm S} + b_{65}S_{\rm P} \to \min.$$
 (2)

Шаг 1.4. Определяем ограничения для искомых переменных на основании существующих рекомендаций для каждого параметра:

$$\begin{cases} m^{\min} \leq m_{\pi} + m_{q} \leq m^{\max}; \\ m_{\pi}^{\min} \leq m_{\pi} \leq m_{\pi}^{\max}; \\ m_{q}^{\min} \leq m_{q} \leq m_{q}^{\max}; \\ T^{\min} \leq T \leq T^{\max}, \\ S_{O_{2}}^{\min} \leq S_{O_{2}} \leq S_{O_{2}}^{\max}; \\ S_{S}^{\min} \leq S_{S} \leq S_{S}^{\max}; \\ S_{P}^{\min} \leq S_{P} \leq S_{P}^{\max}, \end{cases}$$
(3)

где для параметров  $\{S_{O_2}, S_S, S_P\}$  используются выражения из системы (1).

Таким образом, математическая постановка задачи 1 включает: три целевые функции (2) и систему ограничений (3).

Этап 2 – постановка задачи по определению структуры металлического лома для массы, определенной в задаче 1, позволяющей получить минимальную массу хрома, никеля и меди в заданном объеме расплава.

Шаг 2.1. Введем обозначения независимых переменных и функций. Пусть общий объем металлического лома *m*<sub>п</sub>, определенный в задаче 1, формируется на основе *n* структурных частей, каждая из которых имеет массу  $m_j$ , где j = 1, 2, ..., n. Каждая структурная часть вносит соответствующую долю  $(a_{ij})$ , где i = 1, 2, 3 и j = 1, 2, ..., n, хрома (i = 1), никеля (i = 2) и меди (i = 3) в общую массу остаточных элементов. Масса остаточных элементов определяется переменными  $m_{[Cr]}$ ,  $m_{[Ni]}$ ,  $m_{ICvi}$ .

*m*<sub>[Cu]</sub>. Шаг 2.2. Определяем форму целевых функций:

$$m_{Cr} = a_{11}m_1 + a_{12}m_2 + \dots + a_{1n}m_n \to \min;$$
  

$$m_{Ni} = a_{21}m_1 + a_{22}m_2 + \dots + a_{2n}m_n \to \min;$$
  

$$m_{Cu} = a_{31}m_n + a_{32}m_u + \dots + a_{3n}m_n \to \min.$$
 (4)

Шаг 2.3. Выстраиваем систему ограничений для независимых переменных:

$$\begin{cases} \sum_{j=1}^{n} m_{j} = m_{\pi}; \\ m_{j} \ge d_{j} m_{\pi} \ j = \overline{1, n}, \end{cases}$$

$$(5)$$

где  $d_j$  – минимальная доля металлического лома *j*-го вида, поступившего в подготовительное отделение цеха.

Таким образом, для определения массовой структуры металлического лома получили каноническую многокритериальную задачу на минимум.

Приведем формальную постановку задачи согласно приведенной стратегии для экспериментальных данных, полученных в условиях ММК для ДСП № 1 в период исследований, проведенных в 2011 г. Для записи системы ограничений использованы практические рекомендации и технологические инструкции, принятые на указанном предприятии. Результаты постановки задачи для стали 08Ю ВОСВ по ГОСТ 9045 (см. табл. 2) при условии использования пяти видов шихтовых материалов (см. табл. 1) приведены в табл. 4.

Предложенная цепочка задач многокритериальной оптимизации состава шихтовых материалов может быть решена методами ограничений, уступок и свертки, приводящими многокритериальную задачу к однокритериальной [6]. Суть алгоритмов каждого метода изложена в табл. 5. Каждый из приведенных методов преобразования задачи приводит к назначению вектора весовых коэффициентов или уступок на основе экспертных оценок. Такое априорное назначение этих векторов приводит к необходимости проведения исследования полученных решений на соответствие эмпирической информации. Предварительная оценка результатов, полученных разными методами, для определения соотношения шихтовых материалов показала расхождение не более 1 %.

Общую стратегию постановки и решения задачи оптимизации состава шихтовых материалов для ДСП можно отобразить в графическом виде, представленном на рисунке.

Таблица 4

## Реализация стратегии постановки задачи для оптимизации структуры шихтовых материалов для ДСП № 1 ММК

Задача 1	Задача 2
Требуется определить кортеж	Требуется определить кортеж
$(m_{_{\Pi}}, m_{_{\Psi}}, T, S_{_{O_2}}, S_{_S}, S_{_P})$	$(m_1, m_2, m_3, m_4, m_5)$
такой, чтобы	такой, чтобы
$S_{\text{Ni}} = 0,000048  m_{\pi} - 0,000519  m_{\text{q}} + 0,1102 \rightarrow \text{min};$ $S_{\text{Cu}} = 0,000175  m_{\pi} - 0,001  m_{\text{q}} + 0,19804 \rightarrow \text{min};$ $S_{\text{Cr}} = -0,0007994  S_{\text{Cu}} + 0,9592  S_{\text{S}} + 1,6385  S_{\text{P}} + 0,0018 \rightarrow \text{min}$	$m_{\rm Cr} = \frac{0.1}{100} m_1 + \frac{0.15}{100} m_2 + \frac{0.3}{100} m_3 + \frac{0.15}{100} m_4 + \frac{0.1}{100} m_5 \to \min;$ $m_{\rm Ni} = \frac{0.15}{100} m_1 + \frac{0.2}{100} m_2 + \frac{0.25}{100} m_3 + \frac{0.25}{100} m_4 + \frac{0.15}{100} m_5 \to \min;$
при наличии системы ограничений:	$m_{\rm Cu} = \frac{0.15}{100} m_1 + \frac{0.2}{100} m_2 + \frac{0.15}{100} m_3 + \frac{0.2}{100} m_4 + \frac{0.15}{100} m_5 \to \min$
Где $\begin{cases} 150 \le m_{\pi} + m_{q} \le 210; \\ 90 \le m_{\pi} \le 200; \\ 10 \le m_{q} \le 150; \\ 1590 \le T \le 1670, \\ 0,355 \le S_{O_{2}} \le 2,827; \\ 0,019 \le S_{S} \le 0,055; \\ 0,003 \le S_{P} \le 0,021, \end{cases}$	при наличии системы ограничений: $\begin{cases} \sum_{j=1}^{5} m_j = m_n; \\ m_j \ge d_j m_n, j = \overline{1,5}, \end{cases}$ где $m_n$ является решением предыдущей задачи 1; $d = (0,2; 0,2; 0,2; 0,2).$ Деление коэффициентов системы на 100 необходимо для
$S_{0_2} = 0.1174 S_0 + 1.4977 S_0 + 0.197 S_0 + 0.00154$	перевода процентов в массовую долю
$S_{\rm S} = 0,1717 S_{\rm S} + 0,08559 S_{\rm Cr} - 0,00302$	

Таблица 5

## Этапы реализации методов решения задач многокритериальной оптимизации\*

Метод ограничений	Метод уступок	Метод свертки
1. Нормировать каждую целевую функ-	1. Решить задачу с первым наиболее	1. Назначить вектор весовых коэффици-
цию:	важным критерием $f_1(X)$	ентов
$w_i(X) = rac{f_i^{\max}(X) - f_i(X)}{f_i^{\max}(X) - f_i^{\min}(X)}, \ \forall i = 1, k$		$ \rho = (\rho_i), \ \forall i = 1, k, \ $ где $\rho_i \ge 0$ и $\sum_{i=1}^k \rho_i = 1$
2. Назначить вектор предпочтений	2. Назначить уступку $\Delta f_1(X)$ в процентах	2. Ввести свертку
$ \rho = (\rho_i), \forall i = 1, k, \text{ где } \rho_i \ge 0 \text{ и } \sum_{i=1}^k \rho_i = 1 $	от найденного значения $f_1(X) \le f_1^*(X) - \Delta f_1^*(X)$	$\Phi(X) = \left(\sum_{i=1}^{k} \rho_i f_i^{\mu}(X)\right)^{\mu} \to \min, \ \forall m \in N$
3. Переопределить исходную многокри-	3. Ввести в систему ограничений новое	3. Выполнить решение однокритериаль-
териальную задачу в однокритериаль-	неравенство	ной задачи
ную: найти такой кортеж (Х), при кото-	4. Продолжить процедуру для каждой	
ром $\delta \rightarrow \min$ при ограничениях:	целевой функции последовательно	
$ \rho_i w_i(X) \leq \delta, \ \forall i = 1, k $		
*f(V) was a burning a way on a i		analyannany la manufactura anna manany di dire

 $f_i(X)$  – целевая функция с номером *i*; *X* – кортеж искомых значений входных параметров; *k* – количество целевых функций;  $\rho_i$  – весовые коэффициенты критериев;  $f_i^*(X)$  – оптимальное значение *i*-ой целевой функции;  $\mu$  – порядок свертки.



Стратегия постановки задачи для оптимизации состава шихты в ДСП:

1 – поток первичных эмпирических данных, поступающих с полевой шины; 2 – система эмпирических взаимосвязанных уравнений;
 3 – кортеж связывающих параметров; 4 – математическая модель многокритериальной задачи оптимизации; 5 – кортеж уступок и весовых коэффициентов; 6 – значения искомых параметров и целевых функций; 7 – кортеж рассогласований; 8 – перечень рекомендаций о формировании структуры шихтовых материалов; MES – система управления технологическим процессом;
 EPR – система планирования производства

**Выводы.** Разработана стратегия математической постановки задачи многокритериальной оптимизации формирования структуры шихтовых материалов для выплавки стали в ДСП, отличающаяся от ранее известных подходов гибкостью, универсальностью и общностью расширения списка целевых функций и системы ограничений.

Представлено комплексное использование эмпирической и аналитической информации для задачи многокритериальной оптимизации, которое делает возможным автоматизировать постановку многокритериальных задач при разработке имитационных программных продуктов.

Продемонстрировано применение стратегии постановки задачи для одной из наиболее часто выплавляемых марок стали в сортаменте ММК, которое показало, что изменяя соотношение шихтовых материалов, подаваемых в дуговую электросталеплавильну печь, можно добиться заданного содержания остаточных элементов в стали.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Черная металлургия России. // Анализ и прогноз производства товарных групп, 2010. Вып. 1.
- Мацко И.И., Логунова О.С. Интеграция эргатического модуля оценки качества непрерывнолитой заготовки в АСУ ПП металлургического производства // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут».
   Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Інформатика і моделювання. – Харків: НТУ «ХПІ», 2012.
- Логунова О.С., Парсункин Б.Н., Суспицын В.Г. // Сталь. 2004. № 12. С. 101 – 104.
- Logunova O.S., Pavlov V.V., Matsko I.I., Pavlov I.V. // Journal of Mining World Express (MWE). 2012. Vol. 1. P. 21 – 26.
- 5. Логунова О.С., Осипов И.В. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2007. № 9. С. 39 42.
- Кузнецов Ю.Н., Кузубов В.И., Волощенко А.Б. Математическое программирование. – М.: Высшая школа, 1985. – 302 с.

© 2013 г. О.С. Логунова, Е.Г. Филиппов, И.В. Павлов, В.В. Павлов Поступила 24 октября 2012 г.

### СОДЕРЖАНИЕ

#### МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

#### ИНЖИНИРИНГ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

- Кохан Л.С., Алдунин А.В., Ремпель Г.Б. Вальцовка профилей с

#### МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

Баженов В.Е., Пикунов М.В. Особенности кристаллизации двой-	
ной эвтектики в трехкомпонентной системе	37
Коротков В.А. Исследование износостойкости твердых наплавоч-	
ных материалов в производственных условиях	45
Скуднов В.А. Закономерности поведения энергоемкости металлов	
и новые энергетические критерии разрушения	52
Окороков Б.Н. Применение расширенного принципа Ле-Шате-	
лье-Брауна к процессу окисления углерода в конвертерной	
ванне. Часть І. Стохастическая структура гармонического	
ряда колебаний переменной составляющей окисления угле-	
рода и причины ее возникновения	55
ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ	
И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ	

Логунова О.С., Филиппов Е.Г., Павлов И.В., Павлов В.В. Стра-	
тегия постановки задачи многокритериальной оптимизации	
состава шихтовых материалов для электродуговой сталепла-	
вильной печи	66

#### CONTENS

#### METALLURGICAL TECHNOLOGIES

Bazhuckov D.O., Tutarova V.D., Safonov D.S. Slab continuously cast	
semis heat state mathematical modeling with account for continu-	
ous casting machine construction peculiarities	3
Tkachev A.S., Kozhukhov A.A., Merker Ed.Ed., Ryabinin I.V. Mod-	
ern arc furnaces work energy regimes at different type electrodes	
use study	6
Tkachev A.S., Kozhukhov A.A., Merker Ed.Ed. Arc furnace water cooled elements heat work estimation at different construction electrodes application	10
FERROUS METALLURGY ENGINEERING	
Kokhan L.S., Aldunin A.V., Rempel G.B. Forge rolling for rhombic cross-section profile	13

Kravchenko V.M., Sidorov V.A., Butzuckin V.V. Mechanical equip-	
ment technical state information use at repairs conduction 1	7
Koptelov R.P., Malickov G.K., Lisienko V.G. Integration parameters	
valuation for surface zones radiation angle coefficient computa-	
tion	3

## 

## MATERIAL SCIENCE AND NANOTECHNOLOGIES

Bazhenov V.E., Pickunov M.V. Peculiarities of binary eutectic's crys- tallisation in three-component system	37
<b>Korotckov V.A.</b> Industrial conditions hard faced solid materials wear resistance study	45
<ul> <li>Skudnov V.A. Metals internal energy capacities line of conduct behavioral patterns and new energy-sensitive destruction criterion</li> <li>Okorockov B.N. Expanded Le-Shatellie-Brown principle application to carbon oxidation process in LD bath. Part I. The stochastic structure of the harmonic series of oscillations variable component of carbon oxidation and causes its occurrence</li> </ul>	. 55

### INFORMATION TECHNOLOGIES AND FERROUS METALLURGY AUTOMATIZATION

Logunova O.S., Filippov E.G., Pavlov I.V., Pavlov V.V. Electric arc	
steelmaking furnace charge materials mixture optimized code	
task management statement strategy	66

Подписано в печать 04.02.2013. Формат 60×90 <sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Бум. Офсетная № 1. Печать цифровая. Усл. печ. л. 9,0. Заказ 3822.

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