

РАЗДЕЛ «МЕТАЛЛУРГИЯ. ПРОКАТНОЕ ПРОИЗВОДСТВО. СВАРКА»

УДК 669.182.001.57

ПАВЛЮЧЕНКОВ И.А., д.т.н., профессор
БАБЕНКО М. В., к.т.н., доцент
БОЛОТОВ В.Ю., к.т.н., доцент
ТОЛСТЫХ Ю.М., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

КОМПЬЮТЕРНЫЙ РАСЧЕТ ПЛАВЛЕНИЯ АЛЮМИНИЕВОГО СТЕРЖНЯ С ЗАЩИТНЫМ ПОКРЫТИЕМ ПРИ РАЗРАБОТКЕ РЕСУРСОБЕРЕГАЮЩЕЙ ТЕХНОЛОГИИ РАСКИСЛЕНИЯ СТАЛИ

Проведено комп'ютерне моделювання процесу плавлення алюмінієвого стержня із захисним покриттям при розробці ресурсозберігаючої технології розкислення сталі в сталерозливному ковші. На основі отриманих даних проведена оцінка мінімальної товщини захисного шару залежно від температури метала в ковші.

Проведено компьютерное моделирование процесса плавления алюминиевого стержня с защитным покрытием при разработке ресурсосберегающей технологии раскисления стали в сталеразливочном ковше. На основе полученных данных проведена оценка минимальной толщины защитного слоя в зависимости от температуры метала в ковше.

Computer modeling of Melting Process of Aluminum Shaft with Defensive Covering While Developing of Resources Saving Technology of Metal Deoxidation into scoop have been conducted. On the basis of data obtained the estimation of minimum thickness of sheeting has been made depending on a temperature of the metal in a scoop.

Введение. На Днепровском металлургическом комбинате им.Ф.Э.Дзержинского прошла промышленное опробование ресурсосберегающая технология раскисления металла алюминием, суть которой заключается во вводе под уровень металла двух комплектов алюминиевых чушек (вставок) с плавкими защитными оболочками, устанавливаемых в 250-т ковш до выпуска плавки. Защитное покрытие выполняло роль замедлителя достижения алюминиевым стержнем температуры, при которой происходит его плавление, и способствовало таким образом заглаблению реакции раскисления под уровень расплава при непрерывном его повышении в результате схода металла из печи в ковш [1].

Состав защитной оболочки выбрали в результате изучения тройных диаграмм системы $\text{CaO} - \text{Al}_2\text{O}_3 - \text{SiO}_2$ с учетом влияния различных добавок. В лабораторных и промышленных условиях прошла испытания защитная смесь на основе ставролитового концентрата (60%), извести (30%), анодной массы (10%) и связующей добавки (12% по отношению к массе сыпучих материалов).

Для сталей 20тр и 20К в ковш устанавливали по две раскисляющие вставки (суммарный расход алюминия в них составил 110 кг), что является наиболее оптимальным решением с точки зрения полноты усвоения алюминия и равномерности его распределения в толще металла. При этом первоначально предполагалось снизить расход алюминия на раскисление на 30%.

Результаты промышленного опробования новой технологии раскисления и проведенные исследования показали реальную возможность снижения расхода алюминия на 35-40% без ухудшения качества стали и изменения технологии смежных производств. Стоимость материалов, идущих на изготовление защитных оболочек алюминиевых вставок, колеблется в пределах 10-20% от стоимости сэкономленного чушкового алюминия [1].

Анализ исследований и публикаций. Сведения о применении алюминия, поверхность которого защищена покрытием из различных материалов, немногочисленны и отражены в работах [2, 3].

Постановка задачи. В процессе разработки и внедрения данной технологии раскисления металла необходимо подбирать толщину защитного покрытия алюминиевого стержня такой, чтобы плавление алюминия началось после окончания выпуска металла в ковш. Если защитное покрытие расплавится до окончания выпуска плавки, то алюминиевый стержень быстро расплавится и жидкая фаза алюминия всплывет на поверхность металла, при этом потери алюминия значительно возрастут.

Учитывая сложность и трудоемкость экспериментальных исследований для различных марок стали и широкий диапазон температуры выпуска металла для выбора рациональной толщины защитного покрытия проведено математическое моделирование с применением компьютерной техники. Решена двухмерная задача теплопроводности с внутренней (нагрев и плавление алюминия внутри оболочки) и внешней (плавление защитного покрытия) границами плавления.

Результаты работы. Нагрев и последующее плавление стержня, который устанавливается в сталеразливочный ковш вертикально к поверхности расплава, начинается с момента, когда уровень жидкого металла достигает нижней поверхности защитного покрытия. По мере поступления металла на боковой поверхности защитного покрытия происходит конвективный теплообмен с жидким металлом. На свободной от металла поверхности защитного покрытия осуществляется конвективный теплообмен с окружающей атмосферой.

Учитывая, что форма поперечного сечения стержня близка к квадрату (150x170 мм), а также с целью уменьшения размерности задачи теплопроводности поперечное сечение слитка заменяется на круг эквивалентного диаметра. В качестве расчетной области выбран вертикальный разрез стержня относительно его оси симметрии. Геометрические параметры стержня задаются размерами в радиальном направлении радиусом эквивалентного круга R и толщиной боковой поверхности защитного покрытия h_6 ; в вертикальном направлении соответственно высотой стержня H . Принимали, что толщина днища h_d совпадает с толщиной боковой поверхности защитного покрытия (рис. 1).

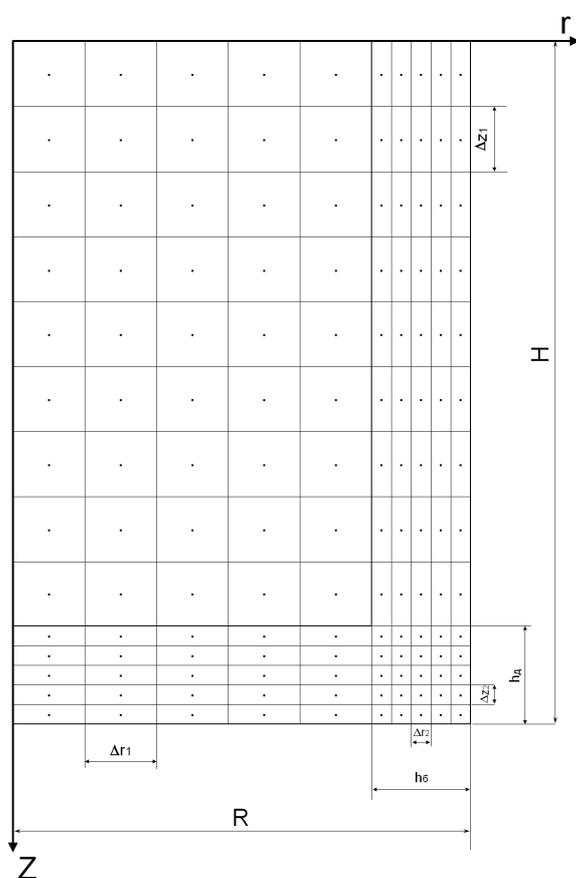


Рисунок 1 – Расчетная область

Распределение температур в стержне описывается двухмерным уравнением теплопроводности в цилиндрической системе координат:

$$\rho(t)c(t)\frac{\partial t(r,z,\tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial r}\left[\lambda(t)r\frac{\partial t(r,z,\tau)}{\partial r}\right] + \frac{\partial}{\partial z}\left[\lambda(t)\frac{\partial t(r,z,\tau)}{\partial z}\right], \quad (1)$$

где $\lambda = \lambda_{\text{т}}$, $\rho \cdot c = \rho_{\text{т}} \cdot c_{\text{т}}$ при $t < t_{\text{пл}}^{\text{а}}$; $\lambda = \lambda_{\text{ж}}$, $\rho \cdot c = \rho_{\text{ж}} \cdot c_{\text{ж}}$ при $t > t_{\text{пл}}^{\text{а}}$.

Индекс “т” обозначает твердую фазу алюминия, а индекс “ж” – жидкую фазу алюминия; t – температура, °С; λ – коэффициент теплопроводности; ρ – плотность; c – теплоемкость алюминия; $t_{\text{пл}}^{\text{а}}$ – температура плавления алюминия.

Уравнение (1) описывает распределение температур в каждой из фаз двухфазного тела. Пусть точка $P_{\text{а}}$ принадлежит границе плавления в алюминиевом стержне. На фронте двух фаз выполняется условие

$$\lambda_{\text{т}} \frac{\partial t(P_{\text{а}} - 0)}{\partial \bar{n}} - \lambda_{\text{ж}} \frac{\partial t(P_{\text{а}} + 0)}{\partial \bar{n}} = \rho_{\text{т}} Q_{\text{а}} W_{\text{а}}(P_{\text{а}}), \quad (2)$$

где $W_{\text{а}}(P_{\text{а}})$ – скорость перемещения точки $P_{\text{а}}$ вдоль нормали \bar{n} к подвижной границе; $Q_{\text{а}}$ – скрытая теплота плавления алюминия.

Распределение температур в слое защитного покрытия имеет вид:

$$\rho_{\text{п}} \cdot c_{\text{п}} \frac{\partial t_{\text{п}}(r,z,\tau)}{\partial \tau} = \lambda_{\text{п}} \frac{\partial}{\partial r}\left[r \frac{\partial t_{\text{п}}(r,z,\tau)}{\partial r}\right] + \lambda_{\text{п}} \frac{\partial^2 t_{\text{п}}(r,z,\tau)}{\partial z^2}, \quad (3)$$

$$R < r < R+h_{\text{б}}; z < H \text{ или } H < z < H+h_{\text{д}}; 0 < r < R+h_{\text{б}}.$$

Индекс “п” обозначает защитное покрытие.

Граничные условия. Вдоль оси симметрии стержня тепловой поток равен 0. На верхней торцевой поверхности стержня тепловой поток также равен нулю. На границах раздела стержня и покрытия задан идеальный тепловой контакт.

На внешней боковой и нижней поверхностях защитного покрытия теплообмен в период прогрева происходит в результате конвекции с окружающей средой:

$$-\lambda_{\text{п}} \frac{\partial t_{\text{п}}(r,z,\tau)}{\partial \bar{n}_i} = \alpha_i (t(r,z,\tau) - t_{\text{ср}}), \quad (4)$$

где \bar{n}_i – нормаль к соответствующим поверхностям; α_i – коэффициент теплоотдачи, принимающий значения $\alpha_{\text{б}}$ (боковая поверхность защитного покрытия) и $\alpha_{\text{д}}$ (нижняя поверхность стержня и покрытия), $t_{\text{ср}}$ – температура окружающей среды, принимает значения температуры металла в ковше для слоев, погруженных в расплав, и температуры воздуха для слоев, не погруженных в расплав.

Пусть точка $P_{\text{п}}$ принадлежит границе плавления в защитном покрытии. На внешней боковой и нижней поверхностях цилиндра в период плавления условие движения границы плавления запишем в виде [4]:

$$\alpha_i (t(r,z,\tau) - t_{\text{пл}}) - \lambda \frac{\partial t(P_{\text{п}})}{\partial \bar{n}} = \rho Q_{\text{п}} W(P_{\text{п}}); t(P_{\text{п}}) = t_{\text{пл}}^{\text{п}}, \quad (5)$$

где $Q_{\text{п}}$ – теплота плавления, $\frac{\text{кДж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{С}}$; $W(P_{\text{п}})$ – скорость движения границы, м/с.

Значения коэффициента теплоотдачи при обтекании нижней поверхности защитного покрытия α_d определяется в виде [5]:

$$Re = V_d \cdot (2 \cdot R + h_{\bar{\sigma}}) / \nu; \quad Pe = Pr \cdot Re; \quad Nu = 0,46 \cdot Pe^{0,65};$$

$$\alpha_d = \frac{\lambda_{жм} \cdot Nu}{(2 \cdot R + h_{\bar{\sigma}})}, \quad (6)$$

где V_d – горизонтальная составляющая скорости обтекания нижней поверхности защитного покрытия; $\lambda_{жм}$ – теплопроводность жидкого металла; ν – вязкость расплава.

Значения коэффициента теплоотдачи при обтекании боковой поверхности защитного покрытия α_b определяются в виде:

$$Re = V_b \cdot H_y / \nu; \quad Pe = Pr \cdot Re; \quad Nu = 0,46 \cdot Pe^{0,65};$$

$$\alpha_b = \frac{\lambda_{жм} \cdot Nu}{H_y}, \quad (7)$$

где V_b – вертикальная составляющая скорости обтекания боковой поверхности защитного покрытия; H_y – высота стержня, покрытого металлом.

Начальное распределение температуры в цилиндре принимается равномерным $t(r,z,0) = t_0$, где t_0 – начальная температура цилиндра, °С.

Значения скоростей обтекания V_d и V_b взяты из решения двухмерной осесимметрической задачи гидродинамики выпуска металла из кислородного конвертера в сталеразливочный ковш, учитывающей инжекцию воздуха [6].

Проведены компьютерные расчеты динамики плавления алюминиевого стержня с защитным покрытием в зависимости от первоначальной толщины покрытия и температуры выпуска металла.

Используем цветовую гамму для представления поля температур:

- алюминий: ■ 1 – 110°С, ■ 110 – 660°С, ■ свыше 660°С;

- защитное покрытие: ■ 1 – 1000°С, ■ 1000 – 1350°С;

— — уровень покрытия металлом стержня.

Представим динамику плавления алюминиевого стержня с защитным покрытием (рис.2).

Теплофизические характеристики материалов представлены в табл.1.

Таблица 1

| Алюминий | Защитное покрытие |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------|
| $t_{пл}^a = 660 \text{ } ^\circ\text{C}$ | $t_{пл} = 1350 \text{ } ^\circ\text{C}$ |
| $c = 900 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{C})$ | $c = 1000 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{C})$ |
| $\rho = 2700 \text{ кг}/\text{м}^3$ | $\rho = 1950 \text{ кг}/\text{м}^3$ |
| $\lambda_{тв} = 220 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C}), \lambda_{ж} = 100 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$ | $\lambda = 2 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$ |
| $Q = 367000 \text{ Дж} / \text{кг}$ | $Q = 200000 \text{ Дж} / \text{кг}$ |

В результате вычислительных экспериментов подобрана рациональная толщина (80мм) защитного покрытия для типовых (в условиях Днепровского металлургического комбината им. Ф. Э. Дзержинского) плавок стали 20тр. Для этой толщины получена зависимость длительности плавления защитной оболочки от температуры выпуска металла. Результаты сведены в табл.2.

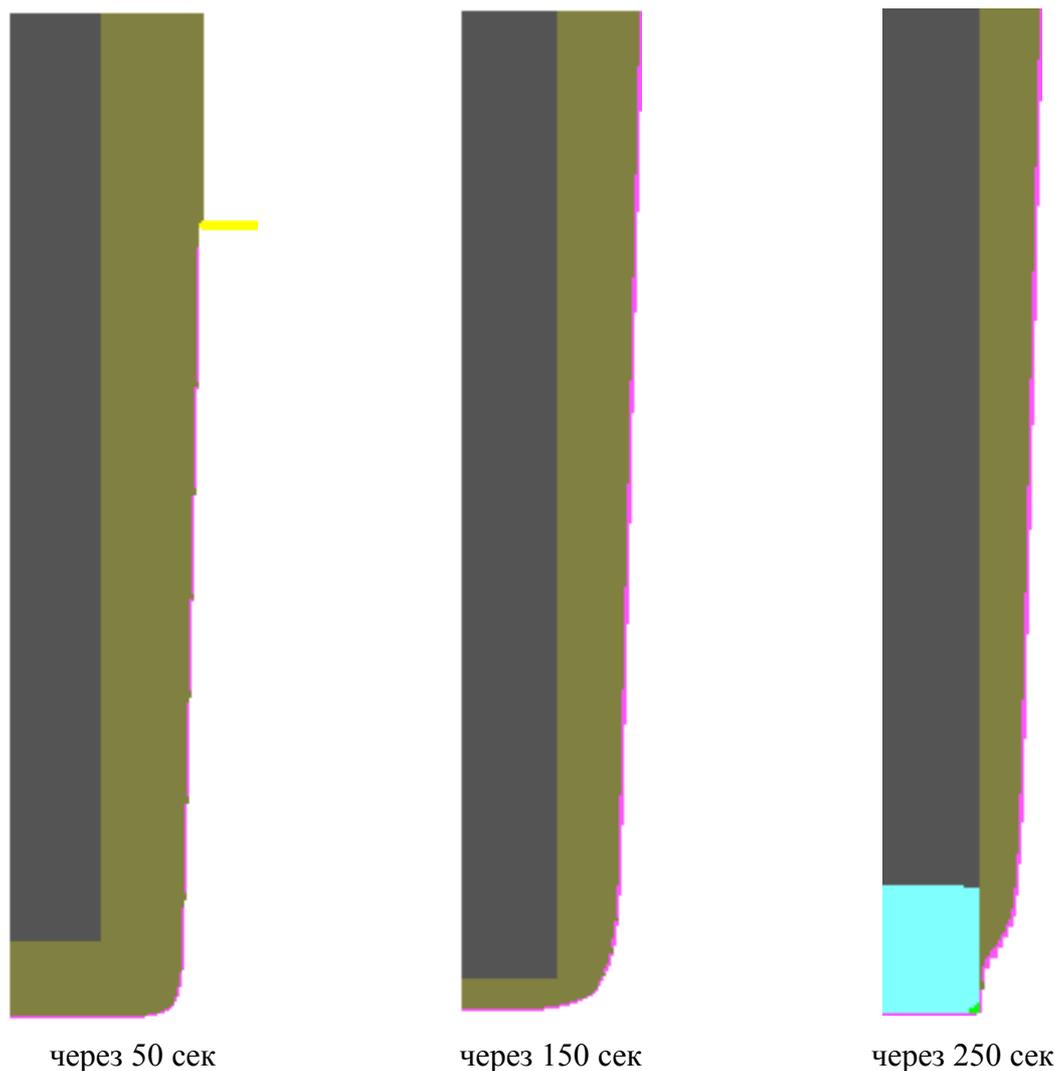


Рисунок 2 – Динамика плавления алюминиевого стержня с защитным покрытием

Таблица 2 – Длительность плавления защитного покрытия

| | | | | | | |
|------------------------------|------|------|------|------|------|------|
| Температура, °С | 1600 | 1610 | 1620 | 1630 | 1640 | 1650 |
| длительность плавления, сек. | 250 | 235 | 223 | 212 | 201 | 190 |

На основе проведенных расчетов разработаны практические рекомендации по рациональной толщине защитного покрытия алюминиевого стержня для массовых марок стали.

Выводы. Проведено математическое моделирование процесса плавления алюминиевого стержня с защитным покрытием при разработке ресурсосберегающей технологии раскисления стали в сталеразливочном ковше. Для численного решения задачи нагрева и плавления защитного покрытия впервые для решения двухмерной задачи используется метод Дюзимбера, который успешно применялся при решении одномерных задач плавления материалов. При проведении расчетов выбрана неравномерная расчетная сетка с точками сгущения вблизи контакта поверхности стержня и защитного покрытия. На основе полученных данных проведена оценка минимальной толщины за-

щитного слоя в зависимости от температуры металла в ковше. При построении компьютерной модели и проведении расчетов использован алгоритмический язык DELPHI.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ресурсосберегающая технология раскисления металла алюминием / А.П.Огурцов, М.А.
2. А.с. 1225861 СССР МКИС21С 5/54 Брикет для раскисления стали и сплавов/ Смирнов Кащеев, А.С.Бродский, П.А.Старков, И.В.Губарев// Черная металлургия. Бюл. НТИ. 1998. – N 5, 6 – С.25-27.
3. А.с. 1219654 СССР МКИС21С 7/00 Способ легирования стали/ Е.М.Кривко, А.П.Огурцов, С.С.Бродский и др. (СССР) – N 1743847/22 заявлено 22.02.84; опубл. 10.11.86Н.А., Исаев Г.А., Хиженков С.Я. и др. Моск. веч. металлург. ин-т. (СССР) – N 3813846/22-02, заявл. 22.11.84., опубл. 06.08.86.
4. Никитенко Н.И. Исследование нестационарных процессов тепло- и массообмена методом сеток. – Киев: Наукова думка, 1978. – 226с.
5. Ефимов В. А. Разливка и кристаллизация стали. – М., 1976.
6. Численное моделирование гидродинамики слабосжимаемой газожидкостной среды/ Никитенко Н. И., Самохвалов С. Е., Бабенко М. В. и др.// Инжен.–физич. журнал. – 1995, том 68. – № 5. – С.774-780.

УДК 621.746.32.001.76

ЖУЛЬКОВСКАЯ И.И., к.т.н., доцент
ОГУРЦОВ А.П., д.т.н., профессор

Днепродзержинский государственный технический университет

ОБЗОР КОНСТРУКЦИЙ КОВШОВЫХ БЕССТОПОРНЫХ УСТРОЙСТВ

Виконано огляд конструкцій сучасних ковшових затворів, що використовуються для безстопорної розливки сталі на вітчизняних та зарубіжних металургійних підприємствах.

Выполнен обзор конструкций современных ковшовых затворов, применяемых для бесстопорной разливки стали на отечественных и зарубежных металлургических предприятиях.

The review of constructions of modern ladle lock, applied for stopperless steel's pouring on domestic and foreign metallurgical enterprises is executed.

Введение. Сложившаяся в последние годы ситуация, связанная с дефицитом и ростом цен на энергоносители, сырье и огнеупорные материалы, делает проблему оптимизации технологической схемы получения конкурентоспособного стального проката все более актуальной и, особенно, для Украины. Для повышения эффективности современного металлургического комплекса необходимо создание гибкой технологической системы в виде цехов для производства стали прогрессивными способами (конвертерным и электропечным), оснащенных отделениями комплексной внепечной обработки или агрегатами «печь–ковш», а также машинами непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) [1–3]. При работе сталеплавильного предприятия по указанной схеме основные операции по доводке стали по составу и температуре переносятся из сталеплавильного агрегата в разливочный ковш [3, 4].

Вынос большей части операций по доводке стали непосредственно в ковш, а также возрастание температурной нагрузки на стопорное устройство при длительном нахождении в ковше жидкой стали требует повышения надежности применяемых разливочных устройств, что и явилось главной из причин, стимулирующих повсеместную замену стопорных механизмов более надежными – шибберными затворами [5].

Постановка задача. В этой связи, а также учитывая повышенные требования к ковшовым затворам, обусловленные широким внедрением непрерывной разливки стали, абсолютно очевидна актуальность работ, направленных на модернизацию и разработку новых высокоэффективных бесстопорных устройств. С этой целью необходим предварительный предметный анализ конструкций современных ковшовых затворов, применяемых для бесстопорной разливки стали на отечественных и зарубежных металлургических предприятиях.

Результаты работы. В настоящее время практически все металлургические предприятия уже используют эффективную и надежную бесстопорную технологию разливки стали с применением ковшовых шибберных устройств. Дальнейшее повышение эффективности современной разливки идет по пути усовершенствования и оптимизации конструкции ковшовых затворов с целью повышения качества технологии с одной стороны и удешевления оборудования для ее осуществления – с другой. Кроме того, переход на бесстопорные ковшовые устройства позволяет регулировать в широких пределах скорость разливки, что обеспечивает уменьшение брака и улучшение качества отливаемых слитков [5].

Так, внедрение шибберных затворов на Макеевском металлургическом комбинате позволило в два раза снизить брак, сократить потери металла, связанные с некрытием стопора, и уменьшить число аварийных разливок с 1,02 до 0,42%. Применение шибберных затворов на Магнитогорском металлургическом комбинате обеспечило повышение количества качественно отливаемых слитков до 97%. Переход на разливку стали из ковшей с шибберными затворами на металлургическом комбинате им. Ильича (г. Мариуполь) позволил увеличить выход годного на 1,3–3,3%. Внедрение шибберной разливки на Череповецком металлургическом комбинате позволило на 40–50% ускорить оборот ковшей, уменьшить грузопотоки по транспортировке стопорного припаса и занятость разливочных кранов во вспомогательных операциях, создать резерв пропускной способности разливочного пролета, значительно облегчить условия труда и сократить внутрицеховой брак. Использование на Западно-Сибирском металлургическом комбинате сталеразливочных ковшей с шибберными затворами ускорило оборот ковшей в 2,5 раза при увеличении их стойкости.

Если изначально ковшовые затворы представляли интерес лишь как альтернатива бесперспективным стопорным устройствам, то впоследствии шибберные системы начали применять также для продувки стали газами и инъекции в расплав газопорошковых смесей [5, 6].

Таким образом, повсеместный переход на бесстопорную разливку является безальтернативным способом дальнейшего повышения эффективности сталеплавильного производства. Кроме того, переход на бесстопорные ковшовые устройства позволяет регулировать в широких пределах скорость разливки, что обеспечивает уменьшение брака и улучшение качества отливаемых слитков [5].

В настоящее время получило распространение более пятидесяти конструкций ковшовых затворов, отличающихся способом перемещения запирающей канал огнеупорной плиты, способом ее прижатия, а также типом привода – гидравлическим, электромеханическим или пневматическим [7, 8].

При разливке металла в изложницы затворы работают в режиме периодического перекрытия. Сифонная разливка предъявляет менее жесткие требования к надежности

ковшовых затворов и качеству их огнеупоров, т.к. при таком способе имеет место наименьшее число перекрытий затвора. При разливке на МНЛЗ осуществляется непрерывный выпуск металла из ковша с дросселированием струи, поэтому непрерывная разливка характеризуется наиболее жесткими термическими условиями эксплуатации ковшовых затворов.

Несмотря на имеющееся многообразие, любой из известных затворов можно отнести к одному из двух типов – шиберному или поворотному (роторному) [5]. В шиберных системах подвижная огнеупорная плита совершает возвратно-поступательное движение, а в поворотных – поворотн-вращательное [9].

В сравнении с поворотными шиберные затворы менее дороги и неприхотливы в монтаже и обслуживании, имеют небольшие габариты, несложную конструкцию и нетрудоемкие в изготовлении огнеупорных плит и поэтому получили более широкое распространение.

Основные требования, предъявляемые к шиберным затворам [5]: надежное (исключающее проход металла) прижатие подвижной огнеупорной плиты; высокая износостойкость трущихся металлических частей; отсутствие коробления деталей при воздействии высоких температур; минимально возможные нагрузки на привод перемещения подвижной обоймы; возможность замены изношенных огнеупоров без снятия затвора с ковша; компактность конструкции; невысокая стоимость изготовления; простота обслуживания.

В зависимости от способа сборки шиберные затворы могут быть блочными или кассетными. Блочные затворы предварительно собираются на специальных стендах, а на ковше производится только крепление собранного блока к днищу. Сборка кассетных затворов осуществляется непосредственно на ковше [7].

Мировая тенденция в разработке шиберных затворов заключается в использовании затворов кассетного типа, что сокращает срок подготовки затворов (до нескольких минут) и исключает применение мертелей. Наиболее удачными среди кассетных затворов считаются затворы «*Interstop*» системы *QC* (фирма «*Stoping AG*», Швейцария) и затворы итальянской фирмы «*Nuova Sanac*».

Отмечаются [10] следующие достоинства кассетных затворов «*Interstop*» и «*Nuova Sanac*»: возможность быстрой замены огнеупоров; небольшие затраты на обслуживание; улучшение условий эксплуатации; ликвидация шиберных мастерских и сокращение парка разливочных ковшей; меньшая аварийность разливки металла; увеличение стойкости футеровки.

Такие затворы рассчитаны на использование дорогостоящих огнеупорных плит, изготовленных с высокой точностью и заключенных в металлические обечайки.

Неэффективность использования блочных шиберных затворов состоит в необходимости организации в цехах специализированных участков, оснащенных оборудованием для подготовки мертеля, удаления отработавших плит и затвердевшего мертеля после разливки, вклейки плит в металлоконструкции затвора, а также печами для сушки собранных частей затвора.

По способу прижатия плит различают шиберные затворы жесткого, рычажно-пружинного и балансирного типов [7].

Анализ бесспорной разливки стали на металлургических предприятиях бывшего СССР показал [9], что на большинстве из них используются шиберные затворы жесткого типа, оснащенные огнеупорными плитами широкой номенклатуры. В скользящих затворах жесткого типа нижняя подвижная обойма с огнеупорной плитой и стаканом-коллектором размещена в корпусе коробчатой формы и перемещается по его направляющим. Прижатие подвижной плиты к неподвижной осуществляется с помощью нескольких болтов, которые равномерно затягиваются при сборке.

Характерной причиной, приводящей к поломкам отдельных узлов затворов жесткого типа, следует считать значительное изменение усилия прижатия плит из-за их неравномерного нагрева в процессе разлива. Ввиду этого привод затвора должен иметь достаточный запас мощности для преодоления возникающих негоризонтальности и неплоскостности рабочей поверхности подвижной плиты, а конструкция затвора должна обеспечивать возможность восстановления усилия прижатия плит между разливами [10].

Зарубежные фирмы (например, «*Stoping AG*», «*Nuova Sanac*», «*Uberzetta*») решают эту проблему [11] путем применения жестких корпусов из жаропрочных сталей, высококачественных огнеупорных изделий с минимально возможными допусками на размеры, а также специальных упругих элементов для прижатия плит. Стоимость таких затворов резко возрастает.

В связи с этим на ряде российских предприятий (АО «Новолипецкий металлургический комбинат» (НЛМК), АО «Северсталь», АО «Кузнецкий металлургический комбинат») начата замена затворов жесткого типа более надежными рычажно-пружинными системами, разработанными АО «Вулкан-Т» (г. Тула) [7]. Такие затворы удовлетворяют следующим условиям [12]: равномерное и постоянное усилие прижатия плит относительно оси разливочного канала; самовосстановление горизонтальности и плоскостности огнеупорных плит (самоустановка); исключение заклинивания подвижной обоймы; кассетный принцип использования огнеупоров; автозведение прижимного механизма.

В затворах, в которых прижатие плит производится с помощью пружин, отсутствует проблема восстановления усилия сжатия. Однако пружины требуют постоянного охлаждения или теплоизоляции (особенно при разливе на МНЛЗ) и периодической (через каждые 10–15 разливок) проверки их механических характеристик [5, 12]. В конвертерном цехе НЛМК выполнили измерение температуры болтов в местах установки пружин. При непрерывной разливке стали их температура достигала 940, и в среднем составляла около 700⁰С.

Меньшее распространение получили рычажно-пружинные затворы с упругим сжатием, спроектированные ВНИИметмаш. Ограниченность их применения обусловлена сложностью конструкции, изначально ослабленным прижатием огнеупорных плит и повышенной аварийностью [13].

В Донецком национальном техническом университете (ДонНТУ) разработана конструкция затвора балансирного типа [7, 8, 11]. Огнеупорные плиты затвора установлены в стальные обоймы. Обойма подвижной плиты опирается на ролики, размещенные в направляющих пазах двух балансиров. Балансиры закреплены на Г-образных рычагах, связанных с обоймой верхней плиты при помощи болтовых стяжек с допусками на деформации системы (примерно 0,1 мм на 10 кН нагрузки), что позволяет компенсировать неточности сборки (обеспечивается плотное прилегание плит с разнотолщиной до 3 мм).

Промышленное применение описанного выше затвора на Макеевском металлургическом комбинате и металлургическом комбинате им. А.К.Серова на 250- и 100-т ковшах выявило следующие его преимущества [5]: уменьшение термической деформации металлических элементов затвора и отказ от использования дорогостоящих жаропрочных сталей для их изготовления; равномерное распределение нагрузки по контактной поверхности плит, исключение контроля параллельности огнеупорной плиты и направляющих подвижной обоймы в процессе сборки; возможность использования плит с более высоким допустимым перекосом поверхности относительно направляющих; отсутствие необходимости наплавки и шлифовки опорных поверхностей, исключение задиринов и уменьшение их износа. Благодаря замене в одной из ки-

нематических пар трения скольжения трением качения нагрузка на привод снижена на 15–30% [8].

Повышенная надежность шибберных затворов балансирующего типа обеспечивает снижение числа аварийных разливок до 0,3–0,4%, что в 2–3 раза меньше среднего показателя для других шибберных систем [5].

Конструкции затворов, использующие тела качения (ролики или шарики), установленные между трущимися металлическими поверхностями, вообще считаются более прогрессивными [5, 7]. При этом исключается необходимость каждые 120–150 разливок направлять и шлифовать изношенные участки затвора.

Балансирная система прижатия плит с использованием линейных подшипников с телами качения применена специалистами ДГТУ при модернизации затворов жесткого типа в сталеплавильных цехах Днепровского металлургического комбината, комбинатов «Криворожсталь», им. Ильича и «Азовсталь» (г. Мариуполь), а также на Белорусском и Восточно-Словацком металлургических заводах [13]. Это усовершенствование позволило значительно повысить надежность жестких затворов, полностью исключить их заклинивание, уменьшить рабочие нагрузки, улучшить управляемость и увеличить стойкость.

Еще одной разновидностью бесстопорных устройств являются трехплиточные затворы [5], в которых между неподвижной и подвижной огнеупорными плитами установлена третья, промежуточная плита, имеющая две шлифованные рабочие поверхности.

Конструктивной особенностью трехплиточного шибберного затвора является то [5], что обойма промежуточной плиты в процессе разливки может поочередно соединяться с обоймами верхней и нижней плиты. Благодаря этому при повторной разливке для перекрытия канала используется незадействованная рабочая поверхность огнеупора.

Проблемой эксплуатации затворов, состоящих из трех магнезитовых плит, стало заклинивание затвора. Применение корундовых базовых плит и магнезитовой промежуточной обеспечило безаварийную разливку 3–4 плавов через один комплект и повысило степень использования комплекта на 38%. На отдельных плитах износ не наблюдался вовсе.

Трехплиточные затворы чаще используются на промежуточных ковшах при разливке стали на МНЛЗ [8]. Наибольшей популярностью среди них уверенно пользуются швейцарские системы «*Interstop*». Имеются сведения о положительных результатах испытаний трехплиточных затворов промежуточных ковшей на российских металлургических предприятиях.

Следующей группой разливочных устройств являются затворы поворотного типа. Благодаря особенностям конструкции поворотные затворы позволяют, при прочих равных условиях, не только значительно повысить стойкость огнеупорных плит (число перекрытий), но и обеспечить плавное регулирование скорости разливки без дросселирования струи [7].

Затвор поворотного типа, установленный на 360-т сталеразливочном ковше в сталеплавильном цехе завода фирмы «*National Steel Corp.*» (США), обеспечил более ста перекрытий разливочного канала, в то время как у затворов шибберного типа на ковшах такой же вместимости число перекрытий не превышало тридцати.

Подвижный огнеупорный элемент затвора поворотного типа может либо вращаться относительно вертикальной, горизонтальной или наклонной оси, либо перемещаться по дуге окружности. Прижатие плит в поворотном затворе осуществляется пружинными устройствами или болтами.

Описание особенностей конструкции поворотных затворов металлургических

предприятий США, Японии и Западной Европы широко представлено в работах [5, 7].

На Енакиевском металлургическом комбинате прошел успешное испытание поворотный затвор, разработанный специалистами ДонНТУ.

В настоящее время ведущими производителями скользящих затворов поворотного типа являются швейцарская фирма «*Stoping AG*» и японская фирма «Ниппон конкан».

Сопоставительные испытания шибберных и поворотных затворов, проведенные в Японии фирмой «Ниппон сэйко», показали, что срок службы поворотных затворов в два раза выше.

Однако, учитывая значительные дороговизну и габаритные размеры, сложность изготовления, монтажа и обслуживания, затворы поворотного типа так и не получили повсеместного распространения в мировой и отечественной практике разливки стали, где предпочтение отдается ковшовым шибберным системам.

Выводы. Как показывает проведенный анализ, подавляющее число металлургических предприятий эксплуатируют дорогостоящие и устаревшие в моральном отношении массивные затворы с крупногабаритными плитами с многократным запасом прочности, которые не всегда отвечают растущим требованиям разливки металла в слитки и на МНЛЗ и требуют обновления и модернизации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Процессы непрерывной разливки/ А.Н.Смирнов, В.Л.Пилюшенко, А.А.Минаев и др. – Донецк: ДонНТУ. – 2002. – 536с.
2. Смирнов А.Н. Перспективы развития непрерывной разливки стали// *Металлург.* – 2000. – №1. – С.5-7.
3. Технология производства стали в современных конвертерных цехах/ С.В.Колпаков, Р.В.Старов, В.В.Смокий и др. – М.: Машиностроение. – 1991. – 464с.
4. Кудрин В.А. Внепечная обработка чугуна и стали. – М.: *Металлургия.* – 1992. – 336с.
5. Пилюшенко В.Л., Еронько С.П., Шестопапов В.Н. Бесстопорная разливка стали. – К.: *Техника.* – 1991. – 179с.
6. Еронько С.П. Рациональные технические решения в конструкциях новых шибберных систем// *Металл и литье Украины.* – 2006. – №1. – С.58-62.
7. Еронько С.П., Быковских С.В. Разливка стали: Технология. Оборудование. – К.: *Тэхника,* 2003. – 216с.
8. Еронько С.П. Рациональные системы скользящих затворов// *Металлург.* – 2003. – №4. – С.45-47.
9. Золотухин В.И., Соломин Н.П., Полубесов С.Г. Шибберные системы нового поколения// *Металлург.* – 2000. – №1. – С.40-42.
10. Перспективы применения шибберных затворов при разливке/ В.П.Кононов, А.А.Алпатов, А.И.Соколов и др.// *Сталь.* – 2002. – №3. – С.59-66.
11. Еронько С.П. Расчет параметров устройства для газодинамической защиты стали от вторичного окисления// *Изв. вузов. Черн. металлургия.* – 2002. – №9. – С.54-58.
12. Быстросменные огнеупоры для шибберных затворов нового поколения/ В.И.Золотухин, Н.П.Соломин, А.Г.Головко, С.Г.Полубесов// *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2001. – №11. – С.30-35.
13. Кулик А.Д. Основные проблемы шибберной технологии разливки стали (в порядке обсуждения)// *Сталь.* – 2001. – №2. – С.13-15.

Днепродзержинский государственный технический университет

КАЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА СПОСОБА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО УПРАВЛЕНИЯ РАБОТОЙ ДУГОВЫХ СТАЛЕПАЛАВИЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ НА ОСНОВЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ

В статті наведено обґрунтування раціонального способу автоматизованого керування роботою дугових сталеплавильних печей на базі комплексної математичної моделі.

В статье приводится обоснование рациональности способа автоматизированного управления работой дуговых сталеплавильных печей на основе комплексной математической модели.

The substantiation of rationality of a way of automated management by work of arc steel-smelting furnaces on the basis of complex mathematical model is resulted in article .

Введение. Актуальной на сегодняшний день является проблема выбора оптимального управления процессом плавки шихты в дуговых электросталеплавильных печах. Это связано с энергоемкостью дугового электросталеплавильного производства при постоянном росте цен энергоносителей. Кроме того, благодаря своим множественным достоинствам, электросталь занимает лидирующие позиции на мировом рынке, годовые показатели ее производства уверенно растут. Следовательно, необходимы новые современные подходы к режимам ведения плавки в дуговых печах, обеспечивающие минимизацию энергозатрат.

Постановка задачи. Авторы статьи предложили свой подход к управлению процессом плавки в дуговых электросталеплавильных печах [1]. Рассмотрим подробнее алгоритм выбора управляющего воздействия.

Статьи материального баланса предлагается разбить на управляющие параметры, с помощью которых будет осуществляться изменение состояния системы, и контрольные параметры, с помощью которых будет производиться контроль состояния системы и выдаваться необходимое управляющее воздействие. На некотором n шаге по времени предсказываем значения статей материального и энергетического балансов печи в момент окончания плавки и сравниваем их со статьями «идеального» баланса. Анализируем, как необходимо изменить тот или иной управляющий параметр, чтобы в момент окончания плавки минимизировать отклонение от «идеального» баланса. В результате анализа генерируем управляющее воздействие. При этом все управляющие параметры разделяем на три вида: противоречащие, безусловные, усредняемые. Противоречащие параметры – параметры, значения которых для одной группы статей необходимо уменьшить, а для другой – увеличить. Их значения на данном временном шаге оставляем без изменений. Безусловные – параметры, значения которых необходимо изменить единообразно для всех статей баланса. Усредняемые – параметры, изменения значений которых необходимо усреднить, так как различные контрольные параметры и статьи энергетического баланса одновременно требуют либо их уменьшения, либо увеличения, и величины, на которые необходимо изменить значения параметров, существенно отличаются. Таким образом, сформировав управляющее воздействие для каждого параметра, применяем его и возобновляем расчет поведения процесса с помощью

математической модели пока не достигнем $n + \tau$ шага по времени, на котором вновь необходимо осуществить контроль и управление процессом.

Рассмотрим применение данного алгоритма для управления процессом проплавления колодцев во время плавки шихты в дуговой электросталеплавильной печи. Под идеальным балансом подразумеваем расплавление всех слоев шихты за определенный заданный промежуток времени. Статьи энергетического баланса: температура шихты, тепло, излучаемое дугой. Статьи материального баланса: масса шихты и сила тока. Сила тока рассматривается как управляющий параметр.

С физической точки зрения процесс проплавления колодцев заключается в следующем: источниками теплоты в данном периоде являются энергия электрической дуги, энергия сгорания топлива в горелках, теплота "болота", теплота футеровки свода печи. По мере заглубления дуги в шихту ее энергия экранируется шихтой. Образующиеся на протяжении рассматриваемого этапа колодцы экранируют электрические дуги, благодаря чему лучистую энергию дуги получает в основном поверхность шихты непосредственно под электродами.

Температура поверхностей свода печи, ее стен и пода принимается постоянной на протяжении данного периода. Согласно [2] температура стен печи и пода поддерживается на данном периоде равной 1400°C , а температура свода – 1600°C . На боковой поверхности шихты в областях ее соприкосновения с футеровкой стен и на поде печи реализуется условие конвективного теплообмена с постоянной температурой омывающей среды и постоянным коэффициентом теплоотдачи.

Верхняя поверхность шихты, поверхность свода и открытая поверхность футеровки стен составляют на данном этапе замкнутую систему серых тел, между которыми происходит теплообмен излучением. Атмосфера печи на данном периоде принимается прозрачной проницаемой средой, поскольку печная атмосфера еще не насыщена газами [3].

В результате проплавления колодца расплавленный металл стекает вниз под действием силы тяжести, передавая свою энтальпию нижележащим слоям шихты. Таким образом, в процессе проплавления колодцев изменяются теплофизические параметры и плотность шихты по высоте шихты в зоне под дугами [4].

Тепло в объеме шихты и "болота" распространяется в результате теплопроводности. На границе "болота" и шихты реализуется условие непосредственного теплового контакта с подвижной границей раздела фаз. При достижении электрической дугой поверхности "болота" на поверхность жидкого металла внутри колодцев вносится известь для наведения шлака, и часть теплоты болота расходуется на ее расплавление.

Подвижными границами на рассматриваемой стадии являются: верхняя граница "болота", перемещающаяся из-за стекания в него расплавленной шихты в объеме колодцев, границы области колодцев.

Ввиду сложности поставленной задачи авторы статьи рассматривают ряд модельных задач упрощенной постановки для качественной проверки адекватности предложенного метода управления и контроля процесса. В этом случае принимается, что источником теплоты является только энергия электрической дуги, не учитывается излучение на свод и стены печи и температуру "болота" считают постоянной на протяжении всего периода расплавления.

Распределение температур в объеме шихты описывается уравнением

$$c_o \rho_o \frac{\partial T_o(z, \tau)}{\partial \tau} = \lambda_o h \frac{\partial^2 T_o(z, \tau)}{\partial z^2},$$

где h – шаг по сетке.

Начальным условием для этого уравнения в рассматриваемом периоде является поле температур шихты.

На границе "болото" - шихта ($z = Z_a(\tau)$) задано граничное условие IV рода

$$\begin{cases} \lambda_o \frac{\partial T_o(Z_a, \tau)}{\partial z} = \lambda_a \frac{\partial T_a(r, \varphi, Z_a, \tau)}{\partial z} \\ T_o(Z_a, \tau) = T_a(Z_a, \tau) \end{cases}$$

На верхней поверхности шихты задано условие лучистого теплообмена в результате поглощения лучистой энергии, излучаемой дугой:

$$-\lambda_o \frac{\partial T_o(z = Z_o, \tau)}{\partial z} = \varepsilon_{\text{ш}} \sigma_0 ((T_{\text{дуг}} + 273)^4 - (T_o(z = Z_o, \tau) + 273)^4)$$

Результаты работы. Пусть плотность и теплопроводность шихты постоянна на протяжении всей стадии проплавления. Не учитывая теплоперенос в слоях шихты и теплоотдачу, зададим силу тока постоянной $I = 6000$ А, сопротивление дуги $R = 20$ Ом, масса шихты $m = 90$ кг. При этом расплавление произойдет за $t = 9,1$ секунд с затратами тепла $Q = 6,55 \cdot 10^9$ Дж. График зависимости температуры слоев шихты от времени представлен на рис. 1.

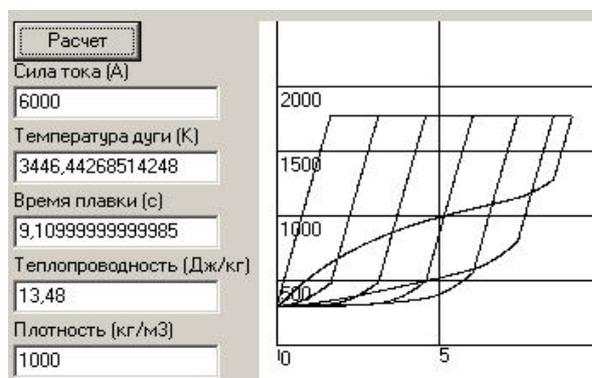


Рисунок 1 – Зависимость температуры от времени

Применим алгоритм управления с целью расплавить шихту за 7 секунд, при этом затраты тепла составят $Q_1 = 4,45 \cdot 10^9$ Дж. Графики зависимостей температуры слоев шихты и силы тока от времени представлены на рис. 2 а), 2 б) соответственно.

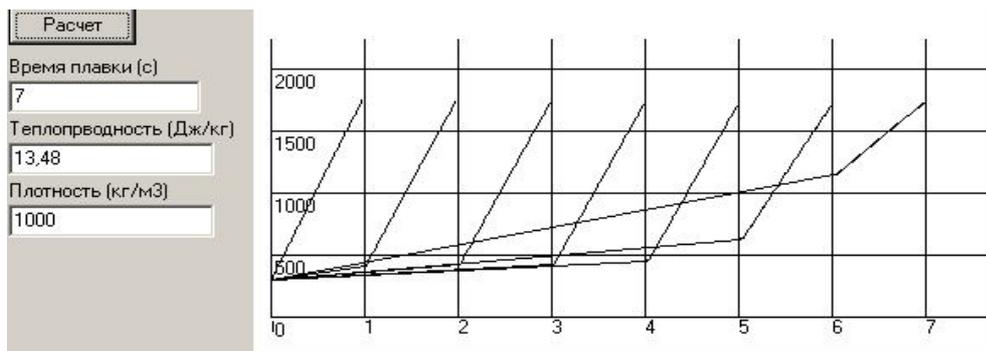
Таким образом, $\frac{t}{t_1} = 1,3$, $\frac{Q}{Q_1} = 1,47$. Сила тока падает, что подтверждает адекватность работы алгоритма и дает основания полагать, что управление, осуществляемое с помощью данного алгоритма, является рациональным.

Учтем распределение массы расплавленного слоя в оставшемся объеме шихты.

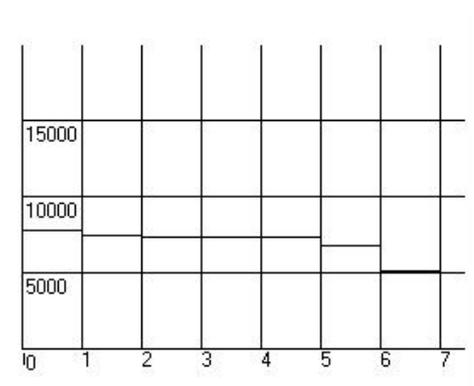
При этом плотность шихты ρ_o будет переменной: $\rho_o = \frac{m_o}{V}$. Изменение плотности шихты вызовет изменение ее теплопроводности. Учитывая допущение о приближении насыпного слоя металлошихты в виде полых сферических частиц, согласно [2] принимаем, что 2/3 теплового потока проходит в насыпном слое металлошихты внутри пор, а 1/3 – теплопроводностью внутри твердой фазы. Тогда коэффициент теплопроводности шихты λ_o с учетом принятого допущения определяется в первом случае как

$$\lambda_o = \lambda_i \left[1 - \left(1 - \frac{\lambda_i}{\lambda_o} \right) \delta \right], \quad \text{а во втором} - \lambda_o = \lambda_i \frac{1}{1 + \left(\frac{\lambda_i}{\lambda_o} - 1 \right) \delta}$$

где λ_m – усредненная теплопроводность лома, λ_n – теплопроводность газовых прослоек.



а)



б)

Рисунок 2 – Зависимость температуры (а) и силы тока (б) от времени

Причем $\lambda_n = \lambda_d + \lambda_l$, где λ_d – коэффициент теплопроводности дымовых газов, зависящий от температуры; λ_l – коэффициент, учитывающий излучение внутри прослоек:

$$\lambda_e = 0,04 \varepsilon_{i\delta} \tilde{n}_0 \left(\frac{t + 273}{100} \right)^3 \delta,$$

где t – температура стенок прослойки, °C, δ – толщина прослойки, ε_0 – степень черноты лома, ε_{np} – приведенная степень черноты стенок прослойки, определяемая формулой:

$$\varepsilon_{i\delta} = \frac{1}{\left(\frac{2}{\varepsilon_0} - 1 \right)}.$$

График температуры слоев шихты с учетом теплопереноса, переменных плотности и теплопроводности шихты представлен на рис.3.

Затраты тепла составляют $Q = 6,76 \cdot 10^9$ Дж. Применяв алгоритм управления, получим, что необходимые затраты тепла $Q_1 = 4,82 \cdot 10^9$ Дж. Графики зависимостей температуры слоев шихты и силы тока от времени представлены на рис.4 а), 4 б) соответственно.

Следовательно, затраты тепла и времени на расплавление шихты уменьшаются, значение силы тока падает, что подтверждает адекватность предлагаемой математической модели и алгоритма управления.

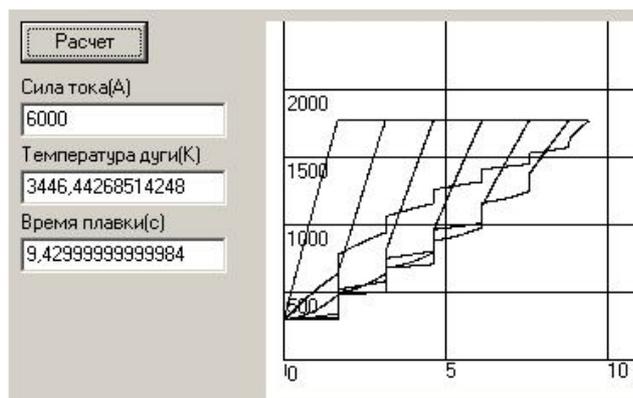
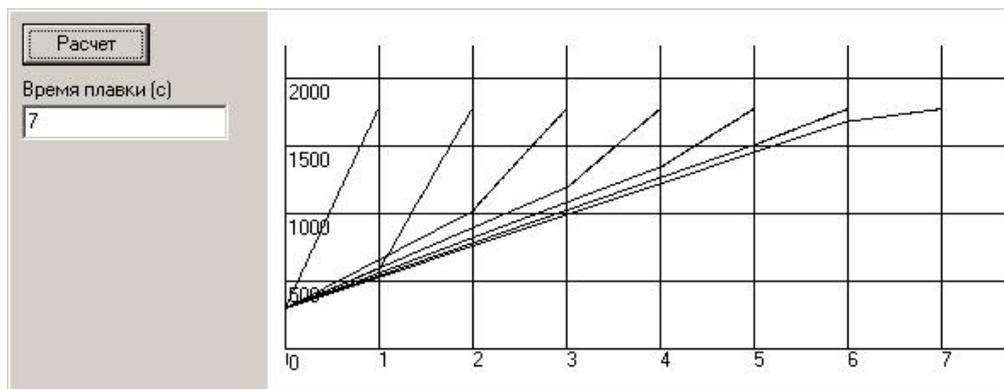
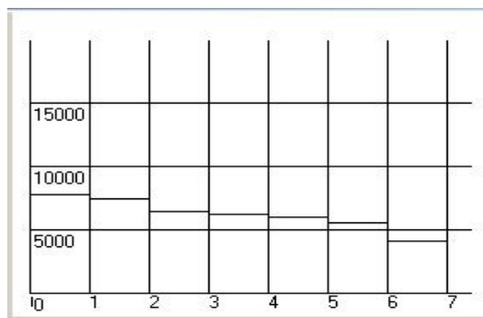


Рисунок 3 – Зависимость температуры от времени



а)



б)

Рисунок 4 - Зависимость температуры (а) и силы тока (б) от времени

Выводы. Таким образом, предложенный алгоритм управления позволяет существенно сократить затраты тепла и времени на расплавление шихты, а значит управление процессом расплавления, осуществляемое с помощью данного алгоритма, можно считать оптимальным. Адекватность поведения управляющего параметра обеспечивается с помощью использования адекватной математической модели, результаты которой имеют минимальное отклонение от реального поведения процесса. Поэтому для дальнейшей проверки целесообразности использования предлагаемого метода управления и контроля процессом авторы перейдут к более сложным модельным задачам, а именно к задачам в двумерной постановке и цилиндрическим координатам, которые наиболее близки к реальным.

ЛИТЕРАТУРА

1. Яшина К.В., Болотов В.Ю., Болотова Ю.А. Усовершенствование способов автоматизированного управления работой дуговых сталеплавильных печей на основе комплексной математической модели для снижения энергозатрат и повышения производительности агрегата// Сборник научных трудов Днепродзержинского государственного технического университета. – 2007. – Выпуск 8. – С.217-221.
2. Егоров А.В. Расчет мощности и параметров сталеплавильных печей: Учебник для ВУЗов. – М.: МИСИС. – 2000. – 272с.
3. Теплообмен и тепловые режимы в промышленных печах: Ю.И.Розенгарт, Б.Б.Потапов, В.М.Ольшанский, А.В.Бородулин. – Киев; Донецк: Вища шк. Головное изд-во, 1986. – 296с.
4. Математические модели теплообмена в ДСП/ И.И. Игнатов. – Математическое моделирование и расчет дуговых и плазменных сталеплавильных печей. Сборник научных трудов// ВНИИЭТО, 1983. – С.17-19.

УДК 621.785.001.57

ПАВЛЮЧЕНКОВ И.А., д.т.н., профессор
КАРИМОВ И.К., к.ф.-м.н., доцент
БАБЕНКО М.В., к.т.н., доцент
РЕЗНИКОВ М.Г., соискатель
РЕЗНИКОВ Д.М., студент

Днепродзержинский государственный технический университет

**РАЗРАБОТКА РАЦИОНАЛЬНОЙ ТЕХНОЛОГИИ
МЕСТНОГО ОТПУСКА ЭЛЕКТРОДОВ ЭШП**

З метою розробки раціональної технології місцевого відпуску електродів електрошлакового переплаву (ЕШП) розроблено математичну модель та числовий алгоритм моделювання теплового стану електродів з можливістю визначення таких умов теплопідведення, які забезпечують мінімальні перепади температур по технологічній зоні навколо зварного шва. Використання запропонованих режимів дає можливість суттєво інтенсифікувати режим відпуску електродів.

С целью разработки рациональной технологии местного отпуска электродов электрошлакового переплава (ЭШП) разработаны математическая модель и численный алгоритм моделирования теплового состояния электродов с возможностью определения условий теплоподвода, обеспечивающих минимальные перепады температур по технологической зоне вокруг сварного шва. Использование предложенной модели позволяет существенно интенсифицировать режим отпуска электродов.

Mathematical model and numerical algorithm of thermal state electrode design with determination possibility of heat supply conditions which provide minimum temperature changes along technological zone around of joint weld have been developed with the purpose of rational technology of local electrode annealing of electroslag remelting (ESR). The use of the model given permits to intensify considerably the conditions of electrode annealing.

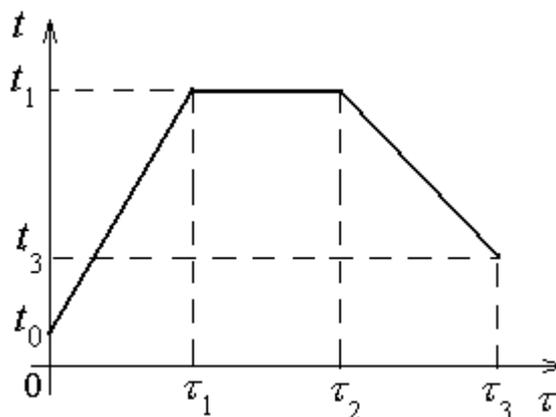
Введение. Расходуемые электроды электрошлакового переплава представляют собой сварные конструкции переменного сечения длиной 7,2 м и массой до 20 т. Для устранения отрицательных последствий сварки проводится местный отпуск электродов

ЭШП в газовых печах. В процессе проведения термической обработки происходит изменение свойств металла. Это, в первую очередь, относится к устранению хрупких закалочных структур в зоне сварного шва и релаксации остаточных сварочных напряжений.

При проведении режимов высокого отпуска регламентируемыми параметрами являются скорость нагрева и охлаждения, температура нагрева и продолжительность выдержки. Задача разработки рациональной технологии состоит в выборе таких параметров, которые позволяли бы вести процесс максимально интенсивно, без ущерба качеству термообработки. Для решения указанной задачи необходимо исследование термонапряженного состояния обрабатываемых изделий.

Вопросы оценки термонапряженного состояния изделий различной формы рассматривались в работах многих отечественных и зарубежных ученых, которые исследовали напряжения при общем [1-2] и местном [3-5] нагреве изделий классической формы. В то же время реальные изделия, подвергаемые местному нагреву, отличаются большей сложностью геометрических форм. Это требует дальнейшего развития исследований, в частности, определения таких условий проведения термообработки, которые минимизировали бы термический напряжения, обусловленные местным характером теплоподвода и неравномерностью температурного поля вследствие переменного сечения изделий.

Постановка задачи. Типовой температурный график отпуска включает в себя стадии нагрева, выдержки и охлаждения (рис.1). Продолжительность выдержки регламентируется необходимостью снижения сварочных напряжений и релаксацией напряжений, возникающих в процессе нагрева. Сокращение выдержки способствует получению сварных соединений с недопустимо высокой твердостью. Для снижения твердости и повышения пластичности металла может быть рекомендовано повышение температуры отпуска или продолжительности выдержки. По данным [3] оптимальное значение временно-температурного фактора $P_{\text{отп}} = T(20 + \ln t) \cdot 10^{-3}$ составляет для электродных сталей величину $19,5 \div 21$, что позволяет ограничить выдержку 2-4 часами для температур выдержки 600-700°C.



Скорости нагрева и охлаждения определяются из анализа напряжений в обрабатываемом изделии. На стадии нагрева существуют два температурных этапа, при которых возможно появление трещин в процессе термообработки. Первый этап – в диапазоне 20–400°C, второй – 600–700°C. На начальной стадии нагрева в зоне сварного соединения действуют суммарные напряжения σ_{Σ} , включающие в себя остаточные сварочные $\sigma_{\text{св}}$ и термические, возникающие при местном нагреве [3]. Уровень сварочных напряжений высокий и может достигать предела текучести стали σ_T [4].

Появление термических напряжений вызвано разницей температур в нагреваемом участке сварного изделия, при этом возникают напряжения от градиента температур по толщине $\sigma_R^{\Delta t}$ и по ширине технологической зоны $\sigma_l^{\Delta t}$. Кроме того, в процессе местного нагрева электродов ЭШП могут возникать дополнительные напряжения $\sigma_{\text{геом}}$, вызванные различием геометрических параметров сварных частей и расположением опорных конструкций.

Таким образом, суммарные напряжения, действующие в наружных слоях сварного соединения, можно выразить как

$$\sigma_{\Sigma} = \Sigma \sigma_i = \sigma_{св} + \sigma_l^{\Delta t} + \sigma_R^{\Delta t} + \sigma_{геом} .$$

Анализ уровня напряжений для конкретных марок электродных сталей показал, что реальные возможности уменьшения суммарных напряжений заключаются в уменьшении термических напряжений $\sigma_R^{\Delta t}$ и $\sigma_l^{\Delta t}$. Традиционно задача решается путем установления таких скоростей нагрева и охлаждения, при которых значения $\sigma_R^{\Delta t}$ и $\sigma_l^{\Delta t}$ не превышают допустимых значений. Анализ известных формул оценки термонапряжений [1-5] приводит к следующей формуле для допустимой скорости нагрева (охлаждения):

$$V_{дон} = \frac{\alpha \Delta t_r}{R^2} + \frac{5\alpha(1-\nu)\Delta t_l}{X^2}, \quad (1)$$

где Δt_r , Δt_l – допустимые перепады температур в радиальном и осевом направлении, °С; R – радиус цилиндра, м; X – расстояние от оси шва до участка с перепадом температур Δt_l , м; α, ν – постоянные коэффициенты.

Видно, что увеличение скорости нагрева (охлаждения) ограничено требованием обеспечения достаточной равномерности по ширине технологической зоны ($\Delta t_l \leq 20^\circ\text{C}$), что делает невозможной интенсификацию процесса отпуска. Следовательно, требуется разработка таких режимов внешнего теплообмена, при которых рост скорости нагрева не сопровождается существенным увеличением перепада температур по ширине технологической зоны. Для решения данной задачи используем идею регулируемого перераспределения тепловых потоков в печи по законам, определяемым на основе математического моделирования теплового состояния обрабатываемого изделия [6].

Результаты работы. Рассмотрим задачу о местном отпуске электрода ЭШП, состоящего из двух цилиндров разных диаметров (рис.2).

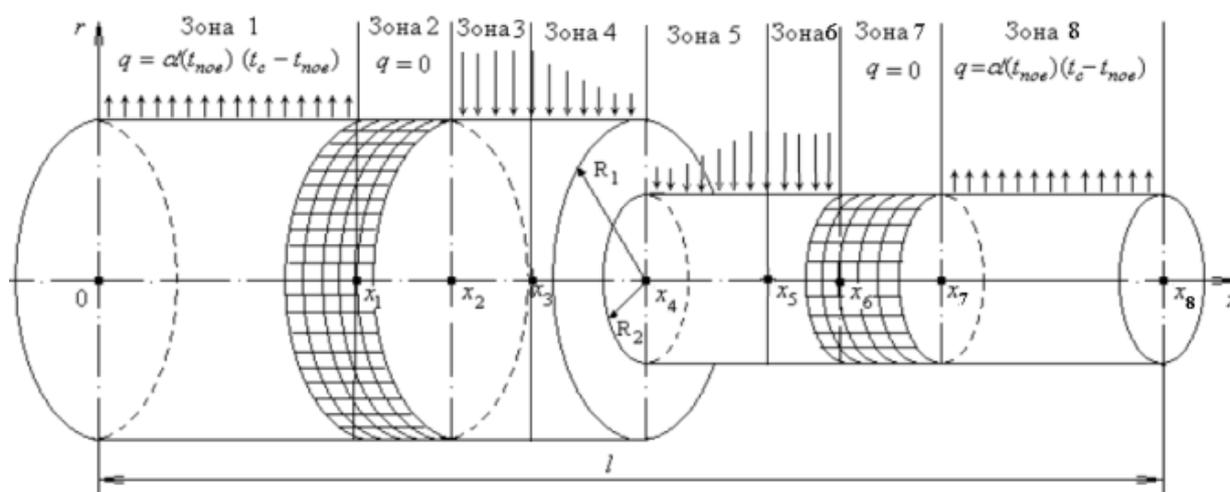


Рисунок 2 – Схема электрода ЭШП переменной сечением

Выделим на поверхности изделия восемь зон зоны 1,8 – зоны теплового воздействия, в которых происходит лучисто-конвективный теплообмен с окружающей средой (охлаждение окружающей средой); зоны 2,7 – зоны изоляции; зоны 3,4,5,6 – зоны под-

вода теплоты. При этом в зонах 3,6 плотность теплового потока принимается постоянной, а в зонах 4,5 плотность теплового потока изменяется по ширине зоны. Теплоотдачей с торцов изделия, находящихся вне устройства, можно пренебречь. По всей поверхности изделия имеет место симметрия по координате φ , в силу чего задача теплопроводности может быть сведена к двумерной.

Математическая модель внутреннего теплообмена имеет вид:

$$C_v(t) \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(t) \frac{\partial t}{\partial x} \right] + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\lambda(t) \cdot r \frac{\partial t}{\partial r} \right], \quad (2)$$

$$t(x, r, 0) = t_0(x, r), \quad (3)$$

$$\left. \frac{\partial t(x, r, \tau)}{\partial r} \right|_{r=0} = 0, \quad \left. \lambda(t) \frac{\partial t(x, r, \tau)}{\partial r} \right|_{r=R_i} = q_i(x, \tau), \quad i = 1, 2, \quad (4)$$

$$\left. \frac{\partial t(x, r, \tau)}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad \left. \frac{\partial t(x, r, \tau)}{\partial x} \right|_{x=x_8} = 0, \quad \left. \frac{\partial t(x, r, \tau)}{\partial x} \right|_{\substack{x=x_4 \\ R_2 \leq r \leq R_1}} = 0. \quad (5)$$

Тепловые потоки в зонах теплоподвода определяются зависимостями

$$q_1(x, t) = \begin{cases} \alpha(t) \cdot (t_c - t(x, R_1, \tau)) & , \quad 0 < x \leq x_1 & , \\ 0 & , \quad x_1 < x \leq x_2 & , \\ q_1^*(x_3, \tau) & , \quad x_2 < x \leq x_3 & , \\ q_1^*(x, \tau) & , \quad x_3 < x \leq x_4 & , \end{cases}$$

$$q_2(x, t) = \begin{cases} q_2^*(x, \tau) & , \quad x_4 < x \leq x_5 & , \\ q_2^*(x_5, \tau) & , \quad x_5 < x \leq x_6 & , \\ 0 & , \quad x_6 < x \leq x_7 & , \\ \alpha(t) \cdot (t_c - t(x, R_2, \tau)) & , \quad x_7 < x \leq x_8 & . \end{cases}$$

Для решения краевой задачи (2)–(5) при известных законах теплоподвода $q_1^*(x, \tau)$ и $q_2^*(x, \tau)$ можно применить алгоритм, изложенный в [7]. Для получения значений q_i^n , определяющих зависимость $q_1^*(x, \tau)$ и $q_2^*(x, \tau)$ на каждом временном шаге, составим балансовые уравнения для соответствующих расчетных элементов, откуда и выразим искомые значения. Используем разностную сетку $T(x_i = i \cdot \Delta x; r_j = j \cdot \Delta r; \tau_n = n \cdot \Delta \tau; i = 0, 1, 2, \dots, N; j = 0, 1, 2, \dots, M; n = 1, 2, \dots, S; \Delta x = l / N; \Delta r = R_1 / M = R_2 / L; \Delta \tau = \tau / S)$. При этом точки (k_i, M) лежат на поверхности более массивной, а точки (k_i, L) – на поверхности менее массивной части изделия на границе i -ой зоны и $(i+1)$ -ой зоны.

Пусть $t_{i,j}^n$ – значение температуры, а $\lambda_{i,j}$ и $C_{v_{i,j}}$ – значения коэффициентов теплопроводности и объемной теплоемкости металла в точке (x_i, r_j) в момент времени τ_n .

Обозначим также $q_0 = C_{v_{k_4, M}} \cdot V_H = C_{v_{k_4, M}} \cdot \frac{t_{k_4, M}^{n+1} - t_{k_4, M}^n}{\Delta \tau}$. Тогда получим:

для точки (k_4, M) , характеризующей более массивную часть в зоне подвода теплоты,

$$q_i^n = q_0 \frac{(4M-5) \cdot \Delta r}{8(M-1)} + \frac{\lambda_{k_4, M-1/2}}{\Delta r} \cdot \frac{2M-3}{2(M-1)} (t_{k_4, M}^n - t_{k_4, M-1}^n) + \frac{\lambda_{k_4-1/2, M}}{\Delta x} \cdot \frac{4M-5}{4(M-1)} (t_{k_4, M}^n - t_{k_4+1, M}^n) \cdot \frac{\Delta r}{\Delta x}, \quad (6)$$

для точек зоны равномерного нагрева слоя M , т.е. при $k_3 \leq i < k_4$,

$$q_i^n = q_0 \frac{(4M-5) \cdot \Delta r}{8(M-1)} + \frac{\lambda_{i, M-1/2}}{\Delta r} \cdot \frac{2M-3}{2(M-1)} (t_{i, M}^n - t_{i, M-1}^n) + \frac{\lambda_{i+1/2, M}}{\Delta x} \cdot \frac{4M-5}{8(M-1)} (t_{i, M}^n - t_{i+1, M}^n) \cdot \frac{\Delta r}{\Delta x} + \frac{\lambda_{i-1/2, M}}{\Delta x} \cdot \frac{4M-5}{8(M-1)} (t_{i, M}^n - t_{i-1, M}^n) \cdot \frac{\Delta r}{\Delta x}, \quad (7)$$

для точки (k_4, L) , характеризующей зону перехода от большего размера к меньшему,

$$q_i^n = q_0 \frac{(12L-13) \cdot \Delta r}{8(L-1)} + \frac{\lambda_{k_4, L-1/2}}{\Delta r} \cdot \frac{2L-3}{L-1} (t_{k_4, L}^n - t_{k_4, L-1}^n) + \frac{\lambda_{k_4, L+1/2}}{\Delta r} \cdot \frac{2L-1}{2(L-1)} (t_{k_4, L}^n - t_{k_4, L+1}^n) + \frac{2\lambda_{k_4-1/2, L}}{\Delta x} (t_{k_4, L}^n - t_{k_4-1, L}^n) \cdot \frac{\Delta r}{\Delta x} + \frac{\lambda_{k_4+1/2, L}}{\Delta x} \cdot \frac{4L-5}{4(L-1)} (t_{k_4, L}^n - t_{k_4+1, L}^n) \cdot \frac{\Delta r}{\Delta x}, \quad (8)$$

для точек зоны равномерного нагрева слоя L , т.е. при $k_4 < i \leq k_5$,

$$q_i^n = q_0 \frac{(4L-5) \cdot \Delta r}{8(L-1)} + \frac{\lambda_{i, L-1/2}}{\Delta r} \cdot \frac{2L-3}{2(L-1)} (t_{i, L}^n - t_{i, L-1}^n) + \frac{\lambda_{i-1/2, L}}{\Delta x} \cdot \frac{4L-5}{8(L-1)} (t_{i, L}^n - t_{i-1, L}^n) \cdot \frac{\Delta r}{\Delta x} + \frac{\lambda_{i+1/2, L}}{\Delta x} \cdot \frac{4L-5}{8(L-1)} (t_{i, L}^n - t_{i+1, L}^n) \cdot \frac{\Delta r}{\Delta x}. \quad (9)$$

При $k_2 \leq i < k_3$ имеем $q_i^n = q_{k_3}^n$, а при $k_5 < i \leq k_6$ - $q_i^n = q_{k_5}^n$.

Заметим, что формулы (6)-(9) справедливы для всех стадий термической обработки с учетом того, что на стадии выдержки $V_n = 0$, а на стадии охлаждения $V_n < 0$.

Предложенный алгоритм реализован в виде программы для ПК. Пример распределения температур на поверхности изделия при $V_n = 100$ град/ч показан на рис.3. Видно, что алгоритм полностью обеспечивает как нагрев с заданной скоростью, так и отсутствие перепада температур по ширине технологической зоны заданного размера

Анализ результатов моделирования теплового состояния электродов ЭШП в широком диапазоне конструктивных и режимных параметров показал, что распределение

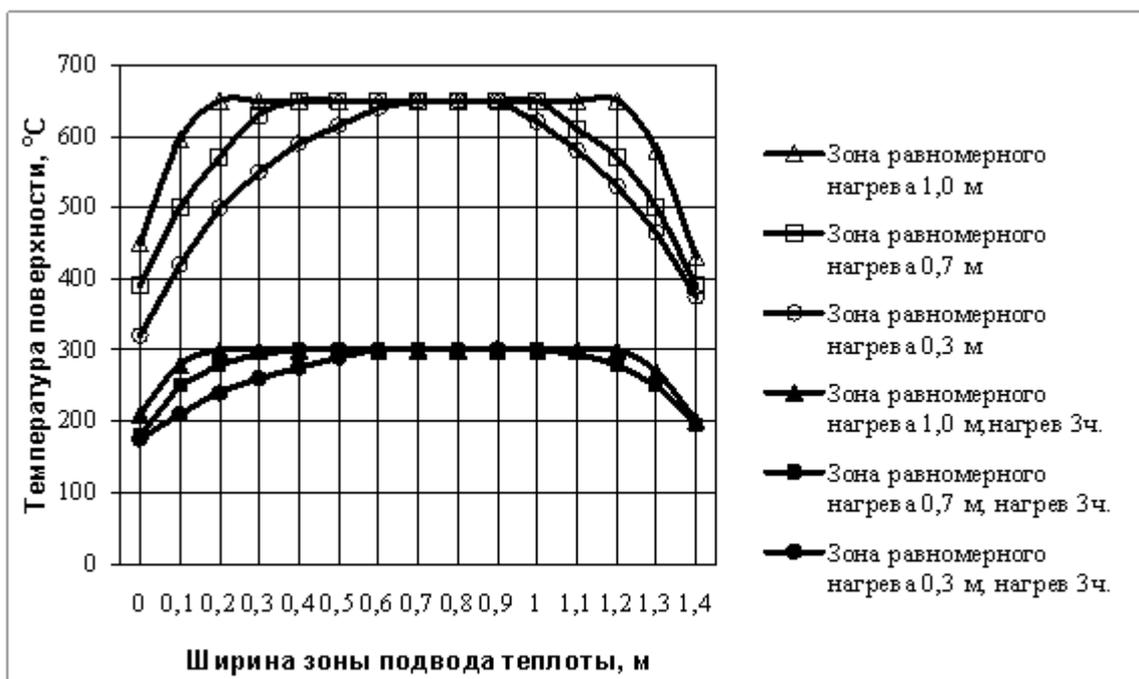


Рисунок 3 – Распределение температур на поверхности электрода ЭШП

плотности теплового потока по ширине зоны подвода теплоты, полученное с использованием предложенных зависимостей, имеет сложный характер. Удельная плотность теплового потока в зонах с $q_i = \text{const}$ (назовем их "буферными" зонами) выше, чем в зонах равномерного нагрева, где $q_i \neq \text{const}$. Причем отношение $q_i^{\text{const}} / q_{\text{cp}}^{\text{var}}$ не зависит от скорости нагрева и составляет величину порядка $1,3 \div 1,4$ на стадии нагрева и $2,2 \div 2,3$ — на стадии выдержки.

Создание зон равномерного нагрева позволяет сократить длительность процесса термообработки, но одновременно приводит к изменению энергозатрат. Задача энергосбережения в процессе местного нагрева может быть сформулирована как задача определения минимальных энергозатрат с обеспечением заданной равномерности температурного поля. Энергозатраты можно определить, проинтегрировав зависимость $q = f(\tau)$ по времени с учетом распределения теплового потока по зонам. Анализ зависимости удельных затрат энергии от ширины зоны равномерного нагрева и скорости нагрева показывает, что на стадии нагрева затраты энергии растут с увеличением ширины зоны равномерного нагрева и снижаются с ростом скорости нагрева. На стадии выдержки затраты энергии тем выше, чем выше скорость нагрева, а зависимость затрат энергии от ширины зоны равномерного нагрева имеет минимум, соответствующий значению $l_{p,n} \approx 0,3$ м.

Выводы. При назначении технологии местного отпуска электродов ЭШП и создании устройств для ее реализации следует руководствоваться такими соображениями:

- 1 – обеспечить условия создания зоны равномерного нагрева с шириной $l_{p,n} \approx 0,3$ м;
- 2 – обеспечивать перераспределение подвода теплоты между зоной с $q_i = \text{const}$ и зоной с $q_i = \text{var}$ в соотношении $1,3 \div 1,4$ на стадии нагрева и $2,2 \div 2,3$ на стадии выдержки;
- 3 – на участке изделия с большим характерным размером для диапазона размеров $R/t = 1 \div 2$ подвод теплоты осуществлять из соображений $q_R = (1,1 \div 1,15) q_r$.

Это позволит вести процесс местной термообработки с минимальными затратами энергии и с соблюдением условия минимума дополнительных напряжений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Постольник Ю.С. Приближенные методы исследований в термомеханике. – К.: Вища школа, 1984. – 158с.
2. Тайц Н.Ю. Технология нагрева стали. – М.: Metallurgizdat, 1968. – 563с.
3. Винокуров В.А. Отпуск сварных конструкций для снижения напряжений.- М.: Машиностроение, 1973. – 215 с.
4. Сорокин Л.С., Маминов А.С. Исследование остаточных напряжений в сварных соединениях толстостенных трубопроводов// Энергетическое строительство. – 1981. – №5. – С.59-62.
5. Хромченко Ф.А. , Корольков П.М. Технология и оборудование для термической обработки сварных соединений. – Энергоатомиздат, 1987. – 200 с.
6. Беляев Н.М., Манусов И.Н., Каримов И.К. Применение метода элементарных тепловых балансов к решению задач теплопроводности со сложными граничными условиями. – Днепропетровск: ДГУ, 1985. – 128 с.
7. Манусов И.Н., Каримов И.К., Резников М.Г. Алгоритм численного решения задачи местного нагрева электродов ЭШП цилиндрической формы//Разработка прогрессивных энергосберегающих технологических процессов и оборудований. – Днепродзержинск: ДИИ. – 1988. – С.104-111. (Деп. в УкрНИИНТИ 19.09.88г., № 2402-Ук88).

УДК 669. 184. 244. 66

ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., д.т.н., профессор
СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н., доцент
ЧЕРНЯТЕВИЧ И.В., аспирант
ЧУБИН К.И., ассистент
ЧУБИНА Е.А., ст.науч.сотр.
ГРЫЗУНОВ М.В.*, соискатель

Днепродзержинский государственный технический университет
*ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

ПРИМЕНЕНИЕ КОМБИНИРОВАННОЙ ТОРКРЕТ-ФУРМЫ ДЛЯ РЕМОНТА ФУТЕРОВКИ КИСЛОРОДНОГО КОНВЕРТЕРА

Проведено серію дослідно-промислових плавок на 160-т конвертерах із використанням спеціальної торкрет-фурми, що поєднує операції нанесення шлакового гарнісажу та факельного торкретування футерівки. Показано техніко-економічну доцільність промислового впровадження розробленої конструкції торкрет-фурми.

Проведена серия опытно-промышленных плавок на 160-т конвертерах с использованием специальной торкрет-фурмы, совмещающей операции нанесения шлакового гарнисажа и факельного торкретирования футеровки. Показана технико-экономическая целесообразность промышленного внедрения разработанной конструкции торкрет-фурмы.

The series experimentally-industrial melting are conducted on 160-t converters with the use special torkret-furm, combining the operations causing of slag garnisage and torch torkreting of futers. Expedience industrial introduction of the developed construction torkret-furm is shown.

Введение. Наряду с неоспоримыми преимуществами современных способов продления кампании кислородных конвертеров путем нанесения шлакового гарнисажа на футеровку освоенные технологии [1-3] имеют ряд существенных недостатков. Так, увеличение содержания MgO в шлаке до 8-14% по ходу операции, за счет присадки дополнительных магниезальных шлакообразующих материалов, сопровождается ухудшением хода продувки и рафинирующих свойств шлака. Это особенно, если в шлаке содержится более 8% MgO, отрицательно сказывается на десульфурации и дефосфорации расплава [1, 4, 5], способствует развитию «сворачивания шлака», что приводит к интенсификации выноса мелких капель металла, заметалливаню ствола кислородной фурмы, горловины конвертера и экранных поверхностей котла-утилизатора.

Использование для раздувки конечного шлака штатной кислородной фурмы обеспечивает рост объема шлако-металлических настывей на стволе последней. Снятие шлако-металлических настывей с кислородной фурмы (обрезка с помощью кислородной трубки) и горловины конвертера (якорем, совком для загрузки лома, закрепленными на кране) обычно сопровождается снижением стойкости кислородных фурм и ускорением разрушения футеровки конической части агрегата, что в конечном счете приводит к снижению производительности агрегатов и выхода годной стали.

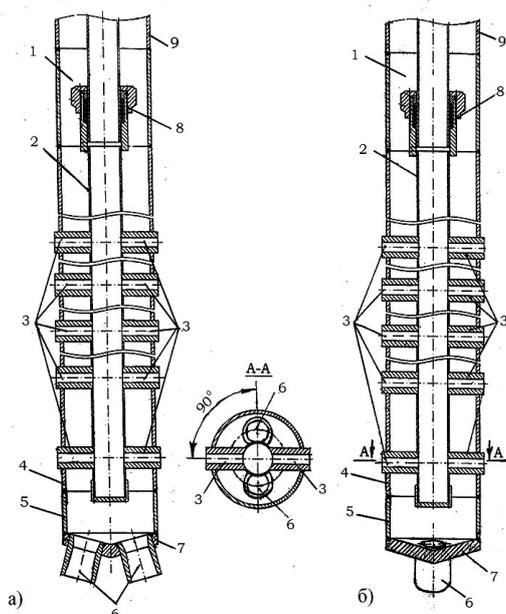
Постановка задачи. Поскольку нанесение шлакового гарнисажа представляет компромиссный вариант сохранения жидкого шлака в конвертере с образованием твердого высокостойкого гарнисажа на поверхности футеровки, то важным моментом процесса раздувки шлакового расплава является охлаждение его брызг ниже точки плавления непосредственно на футеровке с одновременным приобретением необходимых огнеупорных свойств.

С этой точки зрения, для устранения указанных недостатков технологии ошлакования футеровки конвертеров, по мнению авторов, необходимо по ходу продувки формировать жидкоподвижный высокоосновной шлак с оптимальным содержанием MgO (5-8%) и повышенной фосфор- и серопоглотительной способностью, который после выпуска металла подвергать раздувке нейтральными либо слабоокислительными газовыми струями, в том числе несущими дешевые порошкообразные магниезальные материалы. При этом производить формирование шлакового гарнисажа с более высоким (больше 14%) содержанием оксида магния, необходимыми прочностными и огнеупорными свойствами непосредственно на футеровке конвертера при значительно меньшем расходе дорогих магниезальных шлакообразующих материалов (ИМФ, ФОМ, СМГ и др).

Промышленная реализация такой технологии нанесения высокоогнеупорного шлакового гарнисажа возможна в случае модернизации имеющегося оборудования для факельного торкретирования и применения специальных гарнисажных фурм, обеспечивающих совмещение операций раздувки шлака нейтральными газовыми струями и факельного торкретирования футеровки, в том числе с использованием дешевых торкрет-масс [1,3,6]. Проведенные лабораторные эксперименты [7] показали возможность практической реализации предложенной технологии нанесения гарнисажа на футеровку конвертера.

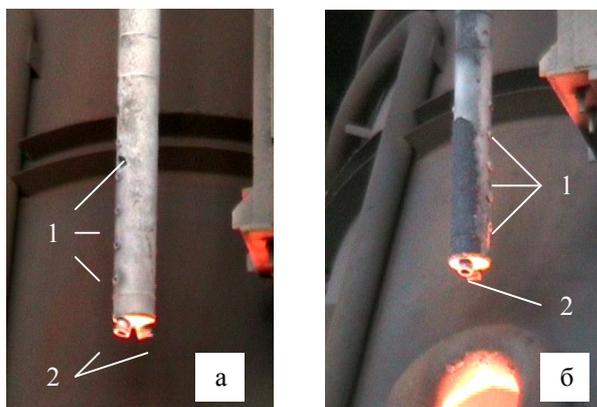
Результаты работы. Разработанная конструкция комбинированной торкрет-фурмы имеет следующие основные особенности [8]. Головка опытной торкрет-фурмы (рис.1, 2) выполнена в виде двух концентрично размещенных стальных труб: внутрен-

ней – для подачи торкрет-массы в потоке воздуха через боковые цилиндрические сопла и наружной – для подачи азота к торцевому наконечнику с соплами Лавалья. Два сопла Лавалья выступают за торец тарелки и размещены в один ряд в вертикальной плоскости симметрично относительно продольной оси торкрет-фурмы под углом 15° к ней. Десять боковых цилиндрических сопел размещены в два ряда однорядных по высоте яруса (по пять сопел в каждом ярусе) в две стороны под углом 90° относительно продольной оси торкрет-фурмы во второй вертикальной плоскости. При этом были изготовлены два варианта головки торкрет-фурмы. В первом варианте конструкции сопла Лавалья и цилиндрические сопла размещены в одной вертикальной плоскости (рис.1, а; 2, а), а во втором – в двух вертикальных взаимно перпендикулярных плоскостях (рис.1, б; 2, б).



- 1 – головка торкрет-фурмы;
- 2 – внутренняя труба подачи торкрет-массы;
- 3 – боковые цилиндрические сопла;
- 4 – наружная труба;
- 5 – торцевой наконечник;
- 6 – сопла Лавалья;
- 7 – тарелка;
- 8 – сальниковый компенсатор;
- 9 – наружная труба ствола фурмы

Рисунок 1 – Схема головок торкрет-фурм с размещением сопел в одной вертикальной плоскости (а) и в двух взаимно перпендикулярных плоскостях (б)



- 1 – боковые цилиндрические сопла;
- 2 – сопла Лавалья

Рисунок 2 – Общий вид головок комбинированных торкрет-фурм с размещением сопел в одной вертикальной плоскости (а) и в двух взаимно перпендикулярных плоскостях (б)

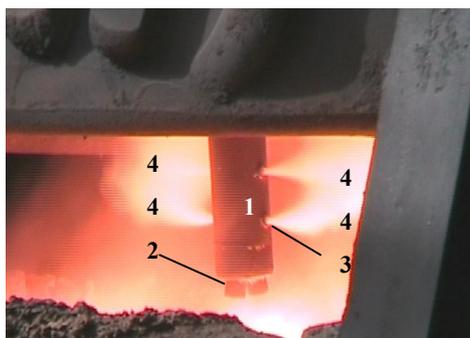
Расчет сопел Лавалья ($d_{кр} = 54$ мм) и цилиндрических ($d_{кр} = 21,2$ мм) выполнен с условием обеспечения заданных параметров реализации горячего ремонта футеровки 160-т конвертеров. Головка торкрет-фурмы снабжена сальниковым компенсатором, который выполняет функцию компенсации в процессе работы удлинения наружной трубы головки, которая соединяется с помощью сварки с наружной трубой ствола фурмы.

Торкрет-фурма (рис.1, 2) работает следующим образом [9]. Азот с расходом 350-430 $\text{м}^3/\text{мин}$ в кольцевом зазоре между внутренней и наружной трубами поступает к торцевому наконечнику и в виде двух сверхзвуковых азотных струй вдувается в рабочее пространство конвертера. При этом обеспечивается вращение торкрет-фурмы отно-

сительно продольной оси с изменением направления вращения на противоположное после каждого оборота фурмы на 180° .

Первоначально головки торкрет-фурмы фиксируют в крайнем нижнем положении по высоте и при вращении торкрет-фурмы осуществляют раздувку шлаковой ванны азотными струями с нанесением шлакового гарнисажа по всей высоте футеровки рабочего пространства конвертера. Одновременно через боковые сопла головки торкрет-фурмы подается воздух с минимальным расходом, чтобы предотвратить возможное запечатывание боковых сопел брызгами шлака. В случае одновременной раздувки шлака и факельного торкретирования после предварительного ошлакования футеровки конвертера в процессе вращения торкрет-фурмы в потоке воздуха с расходом $60-80 \text{ м}^3/\text{мин}$ подается через внутреннюю трубу и боковые цилиндрические сопла магнезитосланцевая торкрет-масса, что приводит к образованию (рис.3) вращающихся торкрет-факелов. При этом в торкрет-факеле происходит подогрев огнеупорной составляющей торкрет-массы с дальнейшим ее вдуванием («впрессовкой») в шлаковый слой, предварительно нанесенный на стены конвертера.

Предложенная конструкция торкрет-фурмы является многоцелевым продувочным устройством, позволяющим: осуществлять только раздувку конечного шлака азотными струями, истекающими из сопел Лавалья (рис.3, поз.2); обеспечивать предварительное нанесение своеобразной «подложки» под торкрет-слой, формируемый в процессе факельного торкретирования; совмещать операции ошлакования футеровки конвертера и факельного торкретирования, в том числе с использованием дешевых торкрет-масс на основе карбонатных материалов [6].



- 1 – головка торкрет-фурмы;
- 2 – сопла Лавалья;
- 3 – цилиндрические сопла;
- 4 – торкрет-факела

Рисунок 3 – Картина формирования и распространения горящих торкрет-факелов при подъеме торкрет-фурмы

Опытно-промышленное опробование в работе комбинированной торкрет-фурмы и отработка технологического режима горячего ремонта футеровки с ее использованием проведены в серии опытных плавов на 160-т конвертерах кислородно-конвертерного цеха ОАО «Арселор Миттал Кривой Рог».

По результатам опытно-промышленных экспериментов полностью доказана работоспособность предложенной конструкции газоохлаждаемой торкрет-фурмы, изготовленной из обычной стали, с точки зрения высокой ее стойкости в условиях работы в высокотемпературном рабочем пространстве конвертера. Установлено преимущество, с точки зрения коэффициента использования подаваемой в полость конвертера торкрет-массы, второго (рис.1, б) варианта конструкции опытной торкрет-фурмы перед первым (рис.1, а).

В целом при соблюдении требований технологической инструкции в отсутствии водяного охлаждения при расходе азота $350-430 \text{ м}^3/\text{мин}$ на раздувку шлака обеспечивалось надежное газовое охлаждение ствола торкрет-фурмы, головки сопел Лавалья и цилиндрических сопел. При этом замороженный на поверхность ствола торкрет-фурмы в процессе раздувки шлака и факельного торкретирования шлаковый гарнисаж полностью самопроизвольно разрушается и осыпается со ствола по завершении операции или в последующий период ремонта футеровки конвертера путем нанесения шлакового гарнисажа и торкрет-покрытия.

В ходе отработки технологии ремонта футеровки конвертера путем совмещения операций раздувки шлака и факельного торкретирования установлено:

1. При наличии достаточного количества жидкоподвижного конечного шлака раздувка последнего опытной торкрет-фурмой, в сравнении со штатной кислородной, сопровождается более интенсивным разбрызгиванием шлакового расплава с направленным выносом брызг на стены конвертера и пределы рабочего пространства агрегата. Связано это с более высоким расходом азота через одно сопло Лавала ($175-215 \text{ нм}^3/\text{мин}$) в опытной торкрет-фурме, а следовательно и с повышенными динамическими характеристиками воздействия вращающихся струй на шлаковую ванну в сравнении с азотными струями, формируемыми штатной 5-ти сопловой кислородной фурмой при расходе азота на одно сопло $70-86 \text{ нм}^3/\text{мин}$. При действующей в цехе технологии дутьевого и шлакового режимов плавки с получением конечного шлака с содержанием $6,0-8,7\% \text{ MgO}$ качество и стойкость (1-2 плавки) гарнисажного слоя на футеровке конвертера, нанесенного при применении опытной торкрет-фурмы, не уступает аналогичным показателям шлакового гарнисажа, сформированного с помощью штатной кислородной фурмы.

2. Применение опытной торкрет-фурмы способствует снижению интенсивности заметалливания кислородной фурмы, что выразилось в сокращении количества операций обрезки настывлей с кислородной фурмы с 2-3 в смену до 1-2. За счет уменьшения в шлако-металлической настывле на стволе фурмы содержания шлака обрезка настывли с помощью кислородной трубки облегчилась с сокращением длительности операции. Несмотря на то, что операции по удалению настывлей со ствола кислородной фурмы совмещаются с ожиданием экспресс-анализа или выпуском металла из конвертера, применение опытной торкрет-фурмы для раздувки шлака позволило сократить текущие простои конвертера и значительно облегчить труд сталеваров. По результатам первого опытного периода количество фурм, выведенных из строя (из-за повреждения наружной трубы) при обрезке настывл ей, снизилось в 2,1 раза.

Всего на первом этапе испытаний в период с 04.01.07 по 20.03.07 с совмещением ошлакования футеровки и подачи магnezитовой торкрет-массы опытными торкрет-фурмами по конструкции соответствующими (рис.1, а и б) проведено 576 операций с сокращением расхода торкрет-массы на $65,8\%$ в сравнении с принятой в цехе технологией факельного торкретирования. Значительное сокращение среднего расхода торкрет-массы на операцию объясняется изменением механизма нанесения торкрет-массы на футеровку конвертера.

При этом продолжительность одновременной операции ошлакования и торкретирования футеровки составила 2,5-4 мин, что меньше времени, затрачиваемого на горячий ремонт футеровки (8-10 мин) в случае проведения отдельных последовательных операций нанесения шлакового гарнисажа и факельного торкретирования.

Следует также учесть, что второй вариант конструкции головки торкрет-фурмы (рис.1, б), обеспечивающий распространение азотных струй и торкрет-факелов в двух взаимно перпендикулярных вертикальных плоскостях более предпочтителен для ремонта футеровки, так как при этом должен дополнительно сократиться расход торкрет-массы в результате снижения потерь с выносом. Это обеспечивается за счет снижения скорости потока отходящих газов, благодаря отсутствию объединения обратных нейтральных, несущих капли шлака, и воздушных газовых потоков с частицами торкрет-массы. Кроме применения штатных магnezитосланцевых торкрет-масс проведено также опробование подачи через опытную торкрет-фурму торкрет-масс, изготовленных как из

отходов периклазоуглеродистых огнеупоров отработанной футеровки конвертеров, так и из порошкового сырого доломита (табл.1).

Таблица 1 – Характеристика использованных торкрет-масс

| Тип массы | Содержание, % | | | | Влажность, % | Фракционный состав, % | | | | | | |
|--------------------|---------------|------|------------------|------|--------------|-----------------------|-----|------|------|------|-------|-------|
| | MgO | CaO | SiO ₂ | C | | +5 | +3 | +2 | +1 | +0,5 | +0,09 | -0,09 |
| Бой ПУ огнеупор. | 85,5 | 12,0 | 4,0 | 2,0 | 0,3 | 0,6 | 3,9 | 9,7 | н.с. | 36,7 | 25,9 | 23,2 |
| Доломит | 17,5 | 33,2 | 2,0 | н.с. | 0,2 | 0 | 0 | н.с. | 0,5 | 1,4 | 30,1 | 68,0 |
| Магнезитосланцевая | 65,0 | 18,0 | н.с. | н.с. | 0,5 | 0 | 0 | н.с. | н.с. | н.с. | 85,0 | 10,0 |

В сравнении с применением штатной магнезитосланцевой торкрет-массы вдувание таких материалов в рабочий объем конвертера происходило с определенными осложнениями, с точки зрения транспортирования и обеспечения равномерной (лишенной пульсаций) подачи этих материалов через опытную торкрет-фурму.

Осложнение условий транспортировки указанных торкрет-масс обусловлено отсутствием в их составе как углеродсодержащей составляющей в виде горячего сланца, так и поверхностно-активных веществ (ПАВ), которые обязательно добавляются к инжектируемым порошкам извести (доломита) с целью улучшения их текучести.

Выводы. Предложены конструкции комбинированной торкрет-фурмы, совмещающей операции раздувки шлака и факельного торкретирования футеровки кислородных конвертеров. По результатам опытно-промышленных испытаний показана работоспособность опытных торкрет-фурм при использовании различных по составу и свойствам торкрет-масс. Достигнуто повышение технико-экономических показателей работы конвертера при использовании предложенных конструкций торкрет-фурм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Перспективные направления продления срока службы футеровки конвертеров/ А.В.Мокринский, А.Н.Лаврик, В.В.Соколов и др// Сталь. – 2004. – № 5. – С.40-44.
2. Численное исследование гидродинамических процессов в полости конвертера при продувке шлакового расплава азотом через фурму с двухрядным расположением сопел/ Е.В.Протопопов, В.В.Соколов, А.Г.Чернятевич и др.// Известия вузов. Черная металлургия. – 2003. – № 12. – С.15-19.
3. Процессы теплообмена в условиях нанесения шлакового гарнисажа и факельного торкретирования футеровки конвертеров. Математическая модель/ Е.В.Протопопов, А.Г.Чернятевич, В.В.Соколов и др.// Известия вузов. Черная металлургия. – 2004. – № 10. – С.8-13.
4. Отработка технологии нанесения шлакового гарнисажа на футеровку 375-т конвертеров/ Р.С.Тахаутдинов, В.Г.Овсянников, Т.К.Прищепова и др.// Сталь. – 1999. – № 11. – С.27-28.
5. Использование высокомагнезиальных материалов в конвертерной плавке/ К.Н.Демидов, А.М.Ламухин, О.Ф.Шатилов и др.// Сталь. – 2004. – № 2. – С. 12-16.

6. Модель процесса диссоциации карбонатных огнеупорных материалов в торкрет-факеле/ Е.Н.Сигарев, О.Л.Костелов, А.Г.Чернятевич, Е.А.Чубина// *Металл и литье Украины*. – 2005. – № 9-10. – С.33-36.
7. Чернятевич А.Г., Сигарев Е.Н., Чубина Е.А. Гидрогазодинамические закономерности нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера// *Металл и литье Украины*. – 2005. – № 3-4. – С.45-47.
8. Чернятевич А.Г., Сигарьов Є.М., Чубін К.І., Чубіна О.А./ Торкрет-фурма для ремонту футерівки конвертера/ Деклараційний патент України на корисну модель. № 26280, С21С 5/48. Бюл.№14, 2007 р.
9. Чернятевич А.Г., Сигарьов Є.М., Чубін К.І., Чубіна О.А./ Спосіб ремонту футерівки конвертера/ Деклараційний патент України на корисну модель. №25657, С21С 5/44. Бюл.№12, 2007 р.

УДК 669.162.463.2

ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., д.т.н., профессор
СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н., доцент
ЧУБИН К.И., ассистент
ЗАРАНДИЯ С.А., аспирант

Днепродзержинский государственный технический университет

КИНЕТИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА ВДУВАНИЕМ ДИСПЕРГИРОВАННОГО МАГНИЯ

Показана можливість організації обробки чавуну у режимах повного попередження виходу незасвоєних бульбашок магнію на поверхню ванни та із розосередженим виходом останніх із відсутністю або незначному розвитку явищ піроефекту та димоутворення. В залежності від умов обробки чавуну магнієм виявлено різний рівень розвитку десульфурзації чавуну за рахунок взаємодії сірки із розчиненим або пароподібним магнієм, а також шляхом видалення сірки із газами, що відходять.

Показана возможность организации обработки чугуна в режимах полного предотвращения выхода неусвоенных пузырей магния на поверхность ванны и с рассредоточенным выходом последних при отсутствии или незначительном развитии явлений пироэффекта и дымообразования. В зависимости от условий обработки чугуна магнием отмечен различный уровень развития десульфурации чугуна за счет взаимодействия серы с растворенным или паробразным магнием, а также путем удаления серы с отходящими газами.

Possibility organization treatment of cast-iron is rotined in the modes of complete prevention output of the not used bubbles of magnesium on the surface bath and with the dispersed output last in default or insignificant development of the phenomena piroeffects and smoking. Depending on the terms treatment of cast-iron magnesium the different level development desulphurization of cast-iron is marked due to co-operation grey with cut-in or vaporous magnesium, and also by a delete grey with off-gas.

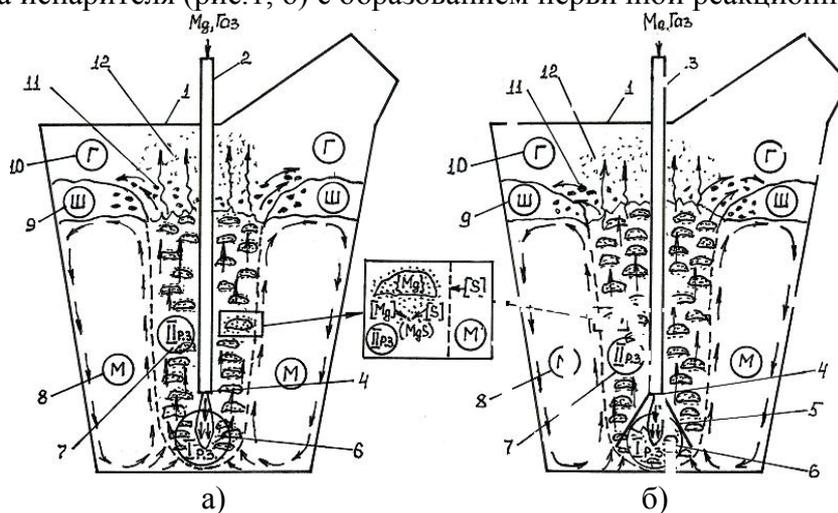
Введение. Повышение конкурентоспособности продукции черной металлургии Украины требует поиска новых путей повышения качества чугуна и эффективности его

производства в условиях расширения топливной базы доменной плавки. Увеличение прихода серы в доменную печь, в нынешних условиях – с коксом, а в перспективе – в результате вдувания пылеугольного топлива, осложняет выплавку низкосернистого чугуна и делает актуальной разработку новых и совершенствование существующих технологических процессов ковшевой десульфурации чугуна с преимущественным использованием в качестве десульфуратора диспергированного магния.

Постановка задачи. Широкое внедрение десульфурации чугуна диспергированным магнием тормозится отсутствием на сегодняшний день достоверной информации по следующим дискуссионным вопросам: установления зоны преимущественного протекания реакции десульфурации чугуна при вдувании диспергированного магния через погружные фурмы; количественной оценки удаления серы из расплава посредством взаимодействия последней с растворенным или парообразным магнием; развития процесса десульфурации чугуна с удалением серы в газовую фазу; формы существования соединений серы с магнием непосредственно в чугуне и в ковшевом шлаке. Это не позволяет создать достоверную физико-химическую модель ковшевой десульфурации чугуна вдуванием диспергированного магния и на ее основе подойти к разработке рациональных способов и устройств для более интенсивного ввода в объем чугуна диспергированного твердого, а также парообразного магния, обеспечивающих спокойную десульфурацию расплава в ковше при максимальном усвоении магния и минимальном брызгообразовании, пироэффекте и выделении белого дыма.

Результаты работы. На основе выполненных теоретических и экспериментальных исследований [1-4] разработана физико-химическая модель ковшевой десульфурации чугуна вдуванием через погружную фурму в нейтральных газовых струях диспергированного и парообразного магния (рис. 1).

После выхода из сопла погружной фурмы газо-порошковая струя (диспергированный магний в потоке нейтрального газа) вступает во взаимодействие с расплавом чугуна вблизи торца прямооточной погружной фурмы (рис. 1, а) или в пределах рабочего пространства испарителя (рис. 1, б) с образованием первичной реакционной зоны $I_{p.з.}$, в



1 – заливочный ковш; 2 – прямооточная погружная фурма; 3 – погружная фурма с испарителем; 4 – сопло; 5 – испаритель; 6 – первичная реакционная зона $I_{p.з.}$; 7 – вторичная реакционная барботажная зона $II_{p.з.}$; 8 – зона циркуляции металлической ванны (М); 9 – зона шлака (Ш); 10 – газовая фаза (Г); 11 – брызговынос металла и шлака; 12 – выход белого дыма

Рисунок 1 – Схема процессов при продувке чугуна диспергированным магнием через прямооточную погружную фурму (а) и с испарителем на выходе (б)

пределах которой из-за низких температур плавления (650°C) и кипения (1107°C) магний (при оптимальной скорости ввода) быстро переходит из твердого в жидкое, а затем в парообразное состояние. В результате формируется вторичная реакционная барботажная зона $\Pi_{р.з.}$, по структуре представляющая собой направленный вверх вдоль ствола фурмы газо-жидкостный поток (всплывающие различных размеров и форм пузыри смеси пара магния и нейтрального газа, разделенные прослойками металла).

На границе раздела всплывающих пузырей магния с чугуном развиваются первичные реакции удаления кислорода и серы парообразным магнием и растворения магния в металле:

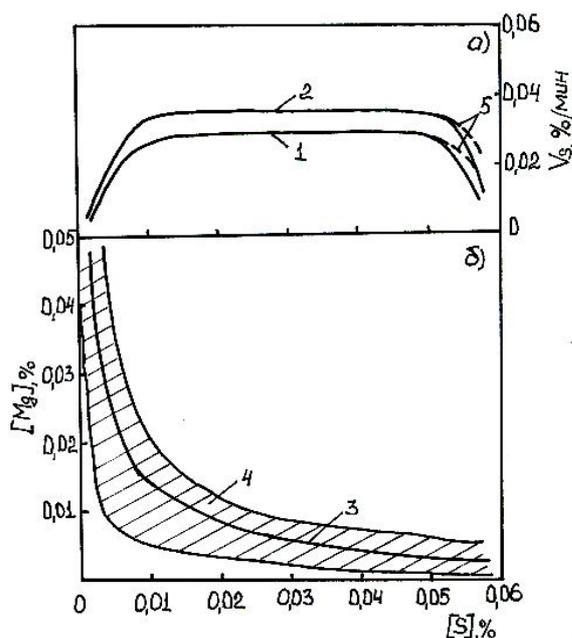


с последующим взаимодействием растворенного магния с кислородом и серой по вторичным реакциям:



Преимущественное удаление серы (90–95% от общего количества) происходит в пределах вторичной реакционной барботажной зоны $\Pi_{р.з.}$. При этом после инкубационного наступает период, когда до критических концентраций серы (0,01%) в пределах $\Pi_{р.з.}$ реакция десульфурации протекает одновременно на поверхности всплывающих пузырей десульфуратора и в близрасположенных к поверхности пузырей объемах чугуна по реакциям преобладающего взаимодействия серы с парообразным (2) и ограниченного взаимодействия с растворенным (5) в расплаве магнием.

В послеинкубационном периоде в области сверхкритических концентраций серы (для исследованных условий 0,01–0,05%) скорость процесса десульфурации не зависит от содержания и не лимитируется массопереносом серы (рис. 2, а) из отдаленных объемов металла к зоне преимущественного протекания реакции десульфурации, а тормозится массопереносом растворенного магния вглубь расплава при заданной интенсивности вдувания десульфуратора.



1,2 – продувка чугуна с расходом диспергированного магния 0,060 и 0,075 кг/т·мин соответственно; 3 – линия зависимости $[\text{Mg}] \cdot [\text{S}] = 1,4 \cdot 10^{-4}$ согласно Н.А. Вороновой [5]; 4 – область разброса концентраций растворенного магния; 5 – ход десульфурации при предварительном раскислении чугуна алюминием

Рисунок 2 – Зависимость усредненной скорости десульфурации чугуна (а) и содержания растворенного магния (б) в чугуне от концентрации серы в расплаве

При этом устанавливается подвижное равновесие, когда при данной интенсивности вдувания диспергированного магния в расплав устанавливается характерное перераспределение серы и магния между металлической, шлаковой и газовой фазами с определенным коэффициентом усвоения магния на удаленную серу и растворение в расплаве.

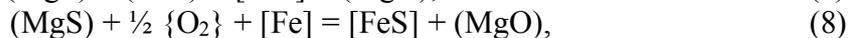
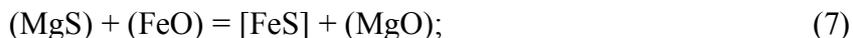
При докритических концентрациях серы (менее 0,01%) лимитирующим звеном процесса десульфурации является массоперенос серы из объема циркуляционной зоны металлической ванны (М) к вторичной реакционной барботажной зоне, что сопровождается интенсификацией растворения магния в чугуна (рис. 2, б) с усиленным массопереносом растворенного магния в отдаленные объемы расплава и связыванием с растворенной серой.

Соотношение интенсивности развития процесса десульфурации во вторичной реакционной барботажной зоне по реакциям (2) и (5) и в объеме циркуляционной зоны металлической ванны по реакции (5) определяется встречными диффузионными потоками серы и магния через жидкий пограничный слой вокруг всплывающих пузырей магния, а также взаимным массообменом растворенным магнием и серой между $\Pi_{р.з.}$ и (М) при циркуляционном движении потоков расплава в ковше.

В целом эффективность процесса десульфурации чугуна магнием определяется интенсивностью протекания трех этапов: первого, с образованием сульфидов магния по реакциям (2) и (5) с выносом их всплывающими пузырями и восходящими потоками расплава в шлак (Ш) и в газовую фазу (Г); второго, с разложением сульфидов на пути всплывания в металле при взаимодействии с растворенным кислородом:



или в шлаке за счет реакций с оксидами железа и кислородом газовой фазы:



третьего, с предотвращением или ослаблением протекания реакций ресульфурации (7) и (8) за счет перевода серы в шлаковой фазе в более высокопрочный сульфид кальция по реакции



Предварительное раскисление чугуна алюминием способствует сокращению инкубационного периода обработки чугуна и повышению скорости десульфурации с началом вдувания диспергированного магния (рис.2, а) в связи со снижением концентрации растворенного в металле кислорода и интенсивности протекания реакций (1) и (4).

В случае предварительного скачивания с поверхности чугуна доменного шлака перед вдуванием диспергированного магния и организации ковшевой обработки чугуна с отсутствием выхода на поверхность металлического расплава неусвоенных пузырей магния эффективность десульфурации существенно снижается, а то и полностью подавляется в результате интенсификации обменных реакций (7) и (8). В то же время проведение обработки чугуна с выходом на поверхность ванны пузырей магния, развитием пироэффекта и выделения белого дыма ведет к повышению показателей десульфурации из-за удаления серы в газовую фазу с отходящим дымом. При предварительной наводке основного шлака на поверхности ванны, обеспечивающей ассимиляцию и удержание в шлаке серы с развитием обменной реакции (9), показатели десульфурации чугуна существенно улучшаются. Дополнительно этому способствует создание нейтральной газовой атмосферы над поверхностью ванны, что препятствует поступлению кислорода в шлак и развитию реакций (7) и (8), приводящих к ресульфурации металла и обогащению шлака оксидом магния.

Выводы. Получили дальнейшее развитие основные теоретические и технологические положения ковшевой десульфурации чугуна вдуванием диспергированного магния с корректировкой состава газовой атмосферы над поверхностью расплава, раскисленности и состава ковшевого шлака и чугуна с целью повышения коэффициента использования магния и предотвращения процесса ресульфурации.

Практическое значение полученных результатов с точки зрения интенсификации процесса заключается в необходимости:

- организации при обработке чугуна магнием в большегрузных заливочных ковшах нескольких вторичных реакционных барботажных зон $\Pi_{р.з.}$, что может быть реализовано путем продувки чугуна через две погружные фурмы с подачей порошкообразных десульфураторов от двух независимо работающих установок коинжекции [6];

- совершенствования конструкций и использования для продувки чугуна диспергированным магнием погружных многосопловых фурм, в том числе вращающихся относительно вертикальной оси [7], что позволит обеспечить рассредоточенный ввод магния в объем расплава, увеличить площадь реакционной поверхности контакта пузырей магния и металла при более спокойном характере обработки, повышение стойкости и предотвращение «закупоривания» сопел фурмы при повышенных расходах нейтрального газа-носителя;

- разработки и применения новых конструкций погружных многосопловых фурм с испарителями с теплопередающей стенкой [2,4], а также двухъярусных фурм, обеспечивающих одновременно с вводом десульфуратора создание нейтральной газовой атмосферы над поверхностью расплава.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чернятевич А.Г., Вергун А.С., Чубин К.И. Особенности десульфурации чугуна при вдувании диспергированного магния// Известия вузов. Черная металлургия. – 2000. – № 12. – С.3-8.
2. Гидрогазодинамические особенности продувки чугуна диспергированным магнием с помощью различных конструкций погружных фурм/ Е.Н.Сигарев, А.Г.Чернятевич, К.И.Чубин, Д.Г.Носов// Теория и практика металлургии. – 2001. – № 1. – С.11-14.
3. Исследование гидродинамики процесса обработки чугуна парообразным магнием /Е.Н.Сигарев, А.Г.Чернятевич, А.С.Вергун, К.И.Чубин // Известия вузов. Черная металлургия. – 2004. – № 3. – С.14-17.
4. Гидродинамика и теплообмен в испарителе закрытого типа при обработке чугуна магнием/ Е.Н.Сигарев, А.Г.Чернятевич, С.Е.Самохвалов, К.И.Чубин// Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2006. – № 7. – С.203-208.
5. Воронова Н.А. Десульфурация чугуна магнием. – М.: Металлургия, 1980. – 240с.
6. Освоение технологии производства сталей с использованием установки десульфурации чугуна в условиях конвертерного производства ОАО «Северсталь»/ А.А.Степанов, А.М.Ламухин, С.Д.Зинченко и др.// VIII Международный симпозиум по десульфурации чугуна и стали, 20-24 сентября, Нижний Тагил, Россия. – 2004. – С.83-87.
7. Повышение эффективности десульфурации чугуна магнием с применением вращающейся фурмы/ М.Микуни, К.Такахаси, Е. Уэдзима и др.// Драйре то пуросэсу. – 1995. – Т. 8. – № 4. – С.929.

Дніпродзержинський державний технічний університет

АЛЬТЕРНАТИВИ ВИКОРИСТАННЮ ПРИРОДНОГО ГАЗУ В ДОМЕННІЙ ПЛАВЦІ

Розглянуто альтернативи природному газу в доменній плавці. При заміні природного газу додатковою витратою коксу чи пиловугільним паливом обґрунтовано зволоження дуття до 50...80 г/м³ і більше. Запропонована автоматизована система контролю ефективності зволоження дуття та його оптимізації, алгоритм її функціонування. Наведено результати моделювання ефективності зволоження дуття та промислових досліджень.

Рассмотрены альтернативы природному газу в доменной плавке. При замене природного газа дополнительной добавкой кокса или пылеугольным топливом обосновано увлажнение дутья до 50...80 г/м³ и более. Предложена автоматизированная система контроля эффективности увлажнения дутья и его оптимизации, алгоритм ее функционирования. Приведены результаты моделирования эффективности увлажнения дутья и промышленных исследований.

Alternatives are considered to natural gas in the blast-furnace melting. At replacement of natural gas by additional addition of coke or powdered fuel moistening of blowing is grounded to 50...80 г/м³ and more. The automated checking of efficiency of moistening of blowing and his optimization system, algorithm of its functioning, is offered. The results of design of efficiency of moistening of blowing and industrial researches are resulted.

Вступ. За останні роки умови роботи доменних печей значно змінилися: природний газ став дефіцитним, а його вартість збільшилася практично до вартості коксу. В таких умовах ефективність використання природного газу є збитковою. Найбільш переконливою альтернативою природному газу є пиловугільне паливо. У випадках неможливості використання пиловидного палива альтернативою природному газу є збільшення питомої витрати коксу та підвищення вологості дуття. Розроблено автоматизовану систему контролю ефективності зволоження дуття та його оптимізації.

Постановка задачі. Дослідити ефективність використання природного газу в сучасних умовах та ефективність зволоження дуття. Розробити автоматизовану систему контролю ефективності зволоження дуття та оптимізації витрати пари на зволоження.

Результати роботи. В недалекому минулому вартість 1000 м³ природного газу була значно нижчою від вартості 1т коксу і його витрата на доменні печі не обмежувалася. Нами були розроблені і впроваджені на доменних печах ДМК автоматизовані системи, які контролювали ефективність використання природного газу, а його кількість підтримували на оптимальному рівні. Системи сприяли підвищенню коефіцієнта заміни коксу у середньому на 0,13 – 0,15 кг/м³ і дозволяли зменшувати питому витрату коксу чи природного газу [1].

За останні роки умови роботи доменних печей значно змінилися: природний газ став дефіцитним, а його вартість збільшилася практично до вартості коксу. Наприклад, уже в 1999 році в доменному цеху ДМК ефективність використання природного газу була збитковою [2]. Питання економічної доцільності використання природного газу в доменній плавці порушувалося в працях [3 - 5].

На сьогодні природний газ успішно використовують ті держави, які мають значні його ресурси, – це США, Канада, Мексика, Росія [6]. Для України необхідна альтернатива використанню природного газу.

Економічну доцільність використання природного газу в доменній плавці можна оцінити коефіцієнтом заощадження умовного палива природним газом ($t/1000m^3$), який визначають за формулою автора [2]

$$K_y = K_3 - m - m_1 + m_2, \quad (1)$$

де K_3 – коефіцієнт заміни коксу природним газом, $t/1000m^3$ [1]; m – відношення ціни $1000 m^3$ природного газу ($C_{n.z}$) до ціни 1т коксу (C_k); m_1 – відношення вартості технологічного кисню, який витрачається для компенсації впливу природного газу на температуру горіння, до ціни коксу; m_2 – відношення вартості приросту продуктивності печі, що спричиняється використанням природного газу та кисню, до ціни коксу.

Наприклад, в доменну піч щогодини подають $6000 m^3$ природного газу. Для температурної компенсації вдувають технологічний кисень у співвідношенні $z = 0,65 m^3/m^3$ природного газу. Ціна природного газу 815 грн/ $1000 m^3$; ціна коксу 850 грн/т; ціна кисню $C_o = 250$ грн/ $1000 m^3$. Умовно постійні витрати на переробний чавун $E = 40$ грн/т. Припускаємо, що: коефіцієнт заміни коксу природним газом $K_3 = 0,85 t/1000m^3$ природного газу; вдування природного газу з технологічним киснем спричинить підвищення продуктивності печі на 2,5 %. Оцінимо економічну доцільність використання природного газу з киснем.

Визначаємо значення m , m_1 і m_2 :

$$m = 815/850 = 0,959 t/1000 m^3 \text{ природного газу (п.г.)},$$

$$m_1 = 0,65 \cdot 250/850 = 0,191 t/1000m^3 \text{ п.г.}$$

Для визначення m_2 приймаємо, що продуктивність доменної печі до використання природного газу складає 125 т/г, а приріст продуктивності на 2,5% складає $125 \cdot 0,025/6 = 0,520 t/1000 m^3$ природного газу (для розрахунку приймаємо $0,5 t/1000 m^3$ п.г. та 3 т/г.)

$$\text{Значення } m_2 = 0,5 \cdot 40/850 = 0,0235 t/1000m^3 \text{ п.г.}$$

Отже отримуємо $K_y = 0,85 - 0,959 - 0,191 + 0,0235 = - 0,2765 t/ 1000 m^3$ п.г., тобто маємо не заощадження, а додаткову витрату $0,2765 t$ умовного коксу на $1000 m^3$ природного газу.

Якщо ефективність використання природного газу визначати сумою заощаджених коштів, то враховують наступні показники:

$$ПО = K_y \cdot C_k, \text{ грн}/1000 m^3 \text{ п.г.} \quad (2)$$

$$ПО_1 = K_y \cdot V_{n.z} \cdot C_k, \text{ грн}/г(\text{годину}) \quad (3)$$

Можна ефективність оцінювати за наступними показниками:

$$ПО_2 = K_3 \cdot V_{n.z} \cdot C_k - V_{n.z} \cdot C_{n.z} - V_o \cdot C_o + \Delta P_m \cdot E, \text{ грн}/г \quad (4)$$

$$ПО_o = K_3 \cdot C_k - C_{n.z} - z C_o + \Delta P_{mo} \cdot E, \text{ грн}/1000m^3 \text{ п.г.}, \quad (5)$$

де ΔP_m – приріст продуктивності доменної печі від використання природного газу і кисню (т/г); ΔP_{mo} – приріст продуктивності доменної печі від використання природного газу і кисню ($t/1000 m^3$ природного газу); $V_{n.z}$, V_o – витрата відповідно природного газу і технологічного кисню ($\text{тис.}m^3/г$).

Визначмо ці показники за наведеною інформацією:

$$ПО = - 0,2765 \cdot 850 = -235 \text{ грн}/1000 m^3 \text{ п.г.},$$

$$ПО_1 = - 0,2765 \cdot 6 \cdot 850 = -1410 \text{ грн}/г.,$$

$$PO_0 = 0,85 \cdot 850 - 815 - 0,65 \cdot 250 + 0,5 \cdot 40 = -235 \text{ грн/1000м}^3 \text{ п. г.},$$
$$PO_2 = 0,85 \cdot 6 \cdot 850 - 815 \cdot 6 - 0,65 \cdot 6 \cdot 250 + 0,5 \cdot 6 \cdot 40 = -1410 \text{ грн/г.}$$

Наведений приклад близький до реальних умов роботи доменних печей України. Отже використовувати природний газ в доменному процесі економічно недоцільно.

Найбільш переконливою альтернативою природному газу є пиловугільне паливо (ПВП). Промисловий досвід Донецького металургійного заводу та іноземних фірм показав, що, використовуючи ПВП, можна замінити до 30-50 % коксу [5,7,8]. У випадках неможливості використання пиловидного палива альтернативою природному газу є збільшення питомої витрати коксу та підвищення вологості дуття. Висока вологість дуття дає можливість підвищити температуру гарячого дуття до 1200 °С і більше, використовувати технологічний кисень.

Уже сьогодні доцільно повністю вилучити з доменного процесу природний газ і замінити його додатковою витратою коксу та зволоженням дуття до 50...80 г/м³. Наші розрахунки для умов доменної печі 1750 м³ показують наступне: вилучення 80 м³/т чавуну природного газу вимагає добавки на 80·0,85 = 68 кг/т чавуну коксу; вартість вилученого природного газу складає 80·815/1000 = 65,2 грн/т чавуну; вартість добавленого коксу складає 68·850/1000 = 57,8 грн/т чавуну (815 – вартість 1000 м³ природного газу; 850 – вартість 1 т коксу; 0,85 – коефіцієнт заміни коксу природним газом, кг/м³). Отже, чисте заощадження складає 65,2-57,8 = 7,4 грн/т чавуну. А якщо врахувати ефективність збільшення вологості дуття (воно дозволить підвищити температуру дуття, поліпшити використання відновного газу, збільшити продуктивність печі), то заощадження від вилучення природного газу значно збільшаться.

Про доцільність зволоження дуття в умовах дефіциту природного газу розглянуто в роботах [1,2,9-12]. Авторами [9,11] пропонується зволоження дуття здійснювати не парою води, а тонко розпиленою водою, що дозволить підвищувати температуру гарячого дуття не на $\approx 9^\circ\text{C}/(\text{г/м}^3)$, а на $\approx 12...12,5^\circ\text{C}/(\text{г/м}^3)$ вологості. Розпилювання води у потоці дуття пропонується для стабілізації теплового і температурного режиму горна доменної печі в умовах відсутності пари на зволоження дуття і природного газу [11]. Це забезпечить: повне використання теплової потужності повітрянагрівачів, стабілізацію хімічного складу чавуну, підвищення рівності ходу печі, виключення використання технологічного кисню для збагачення дуття, інтенсифікацію процесу виплавки чавуну та зниження питомої витрати коксу. Теоретичні і промислові дослідження підтвердили можливе зниження питомої витрати коксу при використанні технології доменної плавки з розпилюванням води в потоці дуття до 11 кг/т чавуну.

В умовах повного припинення вдювання природного газу підвищення вологості дуття до 29 г/м³ дозволило підвищити температуру гарячого дуття на 211 °С та зменшити витрату коксу на 68 кг/ т чавуну [10].

Ефективність зволоження дуття для доменної плавки коливається в суттєвих границях [1, с.150; 13, с.53], що впливає як на техніко-економічні показники плавки, так і на якість чавуну. Нами розроблено автоматизовану систему контролю ефективності зволоження дуття та оптимізації витрати пари (води) на зволоження.

Система включає: ЕОМ, технічні засоби контролю та передачі в ЕОМ інформації про хімічний склад колошникового газу, витрати дуття, технологічного кисню, пари (води) на зволоження дуття, вологість дуття, температуру дуття та технічні засоби регулювання витрати пари (води) на зволоження.

Алгоритм функціонування системи полягає в наступному. Із усередненої за годину інформації про технологічні параметри вираховують ступінь використання водню та СО (η_{H_2} , η_{CO}), кількість водню та оксиду вуглецю у горновому газі (ΣH_2 , CO_2), м³/м³ комбінованого дуття. Збільшуючи вологість дуття на $\Delta\lambda = 5...10\text{г/м}^3$, визначають при-

ріст ступеня використання водню та CO ($\Delta\eta_{H_2}$, $\Delta\eta_{CO}$), а також кількість заощадженого коксу від поліпшення ступеня використання водню (кг/хв)

$$\Delta K_n = 10802 \Delta\eta_{H_2} \Sigma H_2 V_{кд} / q_k$$

та кількість заощадженого коксу від поліпшення ступеня використання CO (кг/хв.)

$$\Delta K_{CO} = 12648 \Delta\eta_{CO} \cdot CO_2 \cdot V_{кд} / q_k \cdot$$

Визначають також: потрібну масу коксу на компенсацію тепла, що витрачається на розкладання добавленої вологості дуття у горні (кг/хв)

$$\Delta K_n = - 13,44 (1 - \eta_{H_2}) \Delta\lambda \cdot V_d / q_k \cdot ;$$

сумарну економію (знак "+") чи перевитрату (знак "-") маси коксу при збільшенні вологості дуття (кг/хв)

$$\Delta K_{\Sigma} = \Delta K_n + \Delta K_{CO} + \Delta K_n \cdot ;$$

приріст продуктивності печі від збільшення вологості

$$\Delta P_{\lambda} = 0,0006642 \Delta\lambda V_d / (c_k \cdot k), \text{ кг/хв.};$$

заощадження грошових коштів (грн/г) від збільшення вологості

$$\Delta ПО_{\lambda} = 60 (\Delta K_{\Sigma} \cdot C_k + \Delta P_{\lambda} \cdot E) / 1000 - V_n \cdot C_n,$$

де $V_{кд}$ – витрата комбінованого дуття м³/хв; q_k – теплота згоряння кг коксу у печі, кДж/кг, $q_k = 1,8667 c_k (5250 + 12648 \eta_{CO})$; c_k – вміст вуглецю у коксі, частка одиниці маси; V_d – витрата дуття, м³/хв.; k – середньодобова питома витрата коксу, кг/ т чавуну; C_n , C_k – ціна пари та коксу відповідно, грн/т; V_n – витрата пари на зволоження дуття, т/г; E – умовно постійні витрати на переробний чавун грн/т.

Якщо при збільшенні вологості дуття на 5...10 г/м³ значення $\Delta ПО_{\lambda}$ має позитивне значення, то вологість дуття ще збільшують на 5...10 г/м³. Якщо при збільшенні вологості дуття значення $\Delta ПО_{\lambda}$ приймає від'ємне значення, то вологість дуття зменшують на 5...10 г/м³. Одночасно стабілізують теоретичну температуру горіння та компенсують сумарну економію коксу ΔK_{Σ} .

Комп'ютерне моделювання проведено з використанням реальної інформації про роботу доменної печі без природного газу і технологічного кисню при температурі гарячого дуття 1100°C, вологості дуття 50 г/м³. Вологість збільшували на 5, 10, 15, 20 і 30 г/м³, при цьому сумарна вологість залишалася на рівні 50 г/м³. Для кожного приросту вологості визначали всі показники ефективності зволоження (ΔK_n , ΔK_{CO} , ΔK_n , ΔK_{Σ} , ΔP_{λ} , $\Delta ПО_{\lambda}$) під час поліпшення η_{H_2} , η_{CO} на 0,01; 0,02; 0,03; 0,04; 0,05. В табл.1 наведено значення ΔK_{Σ} при збільшенні вологості дуття ($\Delta\lambda$) на 5, 10, 15, 20 і 30 г/м³ і поліпшенні η_{H_2} , η_{CO} на 0,01; 0,02; 0,03; 0,04; 0,05 та значення ΔP_{λ} , при збільшенні вологості дуття на 5, 10, 15, 20 і 30 г/м³.

Таблица 1

| $\Delta\lambda$, г/м ³ | $\Delta\eta_{H_2} = \Delta\eta_{CO}$ =0,01 | $\Delta\eta_{H_2} = \Delta\eta_{CO}$ =0,02 | $\Delta\eta_{H_2} = \Delta\eta_{CO}$ =0,03 | $\Delta\eta_{H_2} = \Delta\eta_{CO}$ =0,04 | $\Delta\eta_{H_2} = \Delta\eta_{CO}$ =0,05 | ΔP_{λ} , кг/хв |
|---------------------------------------|-----------------------------------------------|-----------------------------------------------|-----------------------------------------------|-----------------------------------------------|-----------------------------------------------|---------------------------------|
| 5 | 5,43 | 19,48 | 33,55 | 47,6 | 61,66 | 27,34 |
| 10 | -3,34 | 10,57 | 24,49 | 38,4 | 52,32 | 54,70 |
| 15 | -12,11 | 1,66 | 15,43 | 29,2 | 42,97 | 82,05 |
| 20 | -20,88 | -7,25 | 6,37 | 20,0 | 33,62 | 109,40 |
| 30 | -38,42 | -25,08 | -11,745 | 1,59 | 14,93 | 164,10 |

Видно, наприклад, що якщо збільшення вологості на 20 г/м^3 супроводжується поліпшенням ступеня використання відновного газу на 0,03 частки одиниці, то заощаджується 6,37 кг коксу за хвилину та збільшується продуктивність печі на 109,40 кг/хв. Отже, контроль ефективності зволоження і оптимізація вологості дуття доцільні.

Наші дослідження [1,2,12] показали, що з усіх випадків зміни витрати пари на зволоження дуття у 61% з них збільшення вологості дуття сприяло поліпшенню використання відновного газу і економії коксу. У 30% випадків зміна вологості майже не впливала на відновлювальну роботу газового потоку. У 9% випадків зміна вологості незначно поліпшувала використання відновного газу, що не впливало на тепловий стан процесу. Наприклад, при збільшенні витрати пари на зволоження на $2,4 \text{ т/г}$ ($\sim 12 \text{ г/м}^3$) ступінь використання водню збільшилася з 0,356 до 0,449, а ступінь використання оксиду вуглецю збільшилася з 0,413 до 0,418. Це сприяло заощадженню коксу на 22 кг/хв. та збільшенню продуктивності на 62,5 кг/хв. чавуну [12]. На основі позитивних результатів досліджень автоматизовану систему контролю ефективності зволоження дуття та оптимізації витрати пари на зволоження на базі мікро-ЕОМ СМ-1634 було впроваджено у промислову експлуатацію.

Висновки. Використання природного газу в сучасних умовах доменної плавки економічно недоцільно. Альтернативою природному газу є використання пиловугільного палива або додаткова витрата коксу з підвищенням вологості дуття до $50\text{-}80 \text{ г/м}^3$. Розроблено автоматизовану систему контролю ефективності зволоження дуття, оптимізації витрати пари на зволоження та алгоритм її функціонування.

ЛІТЕРАТУРА

1. Довгалюк Б.П. АСУ ТП доменної печі. – Дніпродзержинськ: ДДТУ, 1998. – 170с.
2. Нові підходи до оперативного управління дуттьовим режимом доменної печі/ Б.П.Довгалюк, В.Г.Крупій, Г.Л.Цимбал, В.Ю.Шевченко// Производство чугуна на рубеже столетий: Тр. междунар. конгресса доменщиков. – Дніпропетровськ: Пороги. – 1999. – С.391-393.
3. Довгалюк Б.П., Шевченко В.Ю., Крупій В.Г., Цимбал Г.Л. Економічна доцільність використання паливних добавок у доменній плавці// Труды Междунар. науч.-техн. конф. «Состояние и перспективы развития аглодоменного производства Украины». – Мариуполь, 3-5 июня 1997. – С.79-80.
4. Оценка предельной цены природного газа в производстве чугуна/ И.Г.Товаровский, Т.Г.Бень, В.П.Лялюк и др.// Metallurgическая и горнорудная промышленность. – 2005. – № 6. – С.95-98.
5. Повышение эффективности использования природного газа в доменной плавке/ С.Л.Ярошевский, С.В.Момот, А.М.Кузнецов, А.В.Кузин// Донецк: Новый мир. – 2002. – 46с.
6. Савчук Н.А., Курунов И.Ф. Доменное производство на рубеже XXI века// Новости черной металлургии за рубежом. – Часть II. – Приложение 5. – М.: АО Черметинформация. – 42с.
7. Ярошевский С.Л. Выплавка чугуна с применением пылеугольного топлива. – М.: Металлургия, 1988. – 176с.
8. Ноздрачев В.А., Ярошевский С.Л., Терещенко В.П. Перспективные технологии доменной плавки с применением кислорода и пылеугольного топлива// Донецк – 1996. – 173с.
9. О целесообразности использования увлажненного дутья в современных условиях/ Р.Д.Каменев, В.П.Лялюк, В.В.Севернюк и др.// Производство чугуна на рубеже столетий: Тр. междунар. конгресса доменщиков. – Дніпропетровськ: Пороги. – 1999. – С.212-213.

10. Работа доменных печей в условиях дефицита природного газа/ В.Н.Булава, В.И.Афанасьев, А.В.Казьмин и др.// *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2003. – №5. – С.9-10.
11. Разработка технологии доменной плавки с подачей реагентов в поток дутья в условиях отсутствия природного газа/ В.П.Русских, Е.И.Хрущев, Н.В.Косолап, С.Н.Доля// *Производство чугуна на рубеже столетий: Тр. междунар. конгресса доменщиков*. – Днепропетровськ: Пороги. – 1999. – С.219-220.
12. Довгальок Б.П. Оптимізація параметрів комбінованого дуття// Юбилейный сборник научно-технических трудов ДГТУ. – Днепродзержинск: ДГТУ. – 1995. – С.18-25.
13. Довгальок Б.П. Основные номограммы доменного процесса.- К.: Техніка, 1985. – 56с.

УДК 622.7:622.785.6

БОНДАРЕНКО В.Д., к.т.н., доцент
РУДЕНКО Н.Р., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ОКОМКОВАНИЯ АГЛОМЕРАЦИОННОЙ ШИХТЫ

Досліджена структура шару матеріалу, що рухається в поперечному перерізі орудковувача. Створена модель руху матеріалу в барабані. Виведені формули, що дозволяють розраховувати основні параметри процесу грануляції і їх оптимальні значення.

Исследована структура слоя материала, движущегося в поперечном сечении окомкователя. Создана модель движения материала в барабане. Выведены формулы, позволяющие рассчитывать основные параметры процесса грануляции и их оптимальные значения.

The structure of a layer of a material of a drum moving in cross-section section is investigated. The model of movement of a material in a drum is created. Formulas allowing are deduced to expect key parameters of process of granulation and their optimum values.

Введение. Вопросы изучения закономерностей движения шихты при окомковании уделялось внимание рядом исследователей [1 – 3]. Однако приведенные методики для выполнения расчетов параметров гранулятора сложны и неудобны.

Постановка задачи. Цель настоящей работы – изучение структуры слоя материала, движущегося в поперечном сечении окомкователя, и аналитическое определение основных параметров процесса грануляции агломерационной шихты.

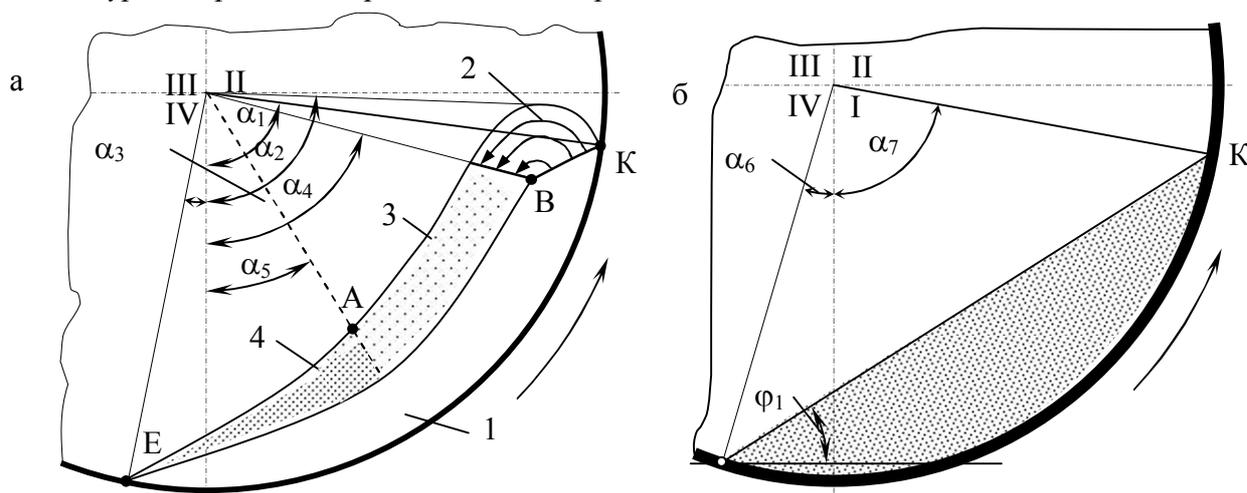
Исследования выполняли на модели барабанного окомкователя ОБ 3,2×12,5, выполненной в масштабе 1 : 10, оборудованной прозрачной торцевой стенкой, что позволяло измерять параметры движущегося слоя материала.

В опытах использовали следующие материалы: железорудный магнетитовый концентрат ОАО «Ингулецкий ГОК», железная руда ОАО «Сухая балка», колошниковая пыль, коксовая мелочь, известняк обычный и доломитизированный и известь.

Результаты работы. На рис.1. приведена структура движущегося слоя материала в поперечном сечении барабана.

Из структуры движущегося слоя можно выделить следующие зоны:

- поднимающегося слоя;



I – зона поднимающегося слоя; *2* – зона отрыва отдельных объемов от массы; *3* – зона ссыпавшегося потока; *4* – зона откатывания материала; α_1 – верхний угол, плоскости отрыва объемов материала; α_2 – динамический угол подъема материала; α_3 – динамический угол откатывания; α_4 – нижний угол плоскости отрыва объемов материала; α_5 – угол точки перегиба *A* плоскости ссыпания; α_6 – статический угол откатывания; α_7 – статический угол подъема материала; ϕ_1 – статический угол естественного откоса материала

Рисунок 1 – Структура движущегося слоя материала (а) и статического сегмента (б) в поперечном сечении барабана

- отрыва отдельных объемов структурных комплексов;
- ссыпавшегося потока;
- откатывания материала.

Известно, что одним из основных параметров, влияющих на качество окомкования, является степень заполнения барабана.

Для определения оптимальной степени заполнения барабана воспользуемся схемой действия сил на ссыпавшийся объем материала, представленной на рис.2.

Точка *K*, представляющая собой верхнюю границу зоны отрыва отдельных объемов материала от его основной массы, не должна выходить за пределы 1 четверти, то есть:

$$\begin{aligned} \alpha_1 &\leq 90^\circ, \\ \alpha_7 + \Delta\alpha &\leq 90^\circ, \\ \Delta\alpha &= \alpha_1 - \alpha_7. \end{aligned}$$

Если к левой и правой части прибавить величину α_6 , то смысл уравнения не изменится. Тогда

$$\alpha_7 + \alpha_6 + \Delta\alpha = 90^\circ + \alpha_6, \quad (1)$$

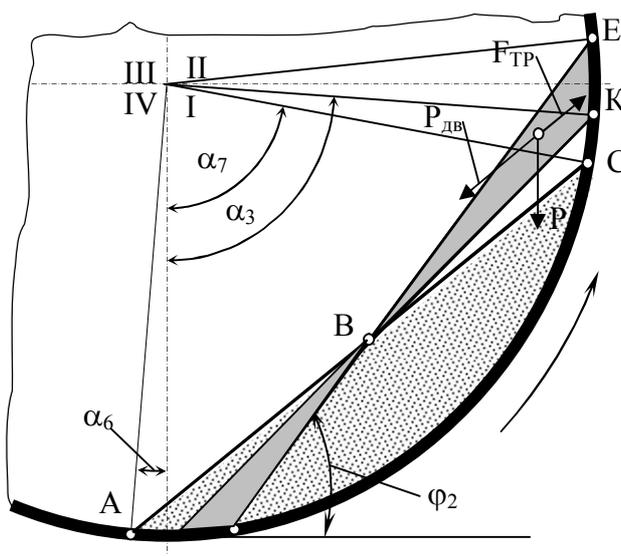
Но $\alpha_7 + \alpha_6$ равно углу обхвата в статическом состоянии λ .

Степень заполнения барабана, выраженная через λ , определяется зависимостью

$$E = \left(\frac{\lambda}{360^\circ} - \frac{\sin \lambda}{2\pi} \right) \cdot 100\%. \quad (2)$$

Угол λ из уравнения (1) равен:

$$\lambda = 90^\circ + \alpha_6 + \alpha_7 - \alpha_1, \quad (3)$$



А – точка перегиба плоскости ссыпания; Е – точки откатывания; К – точка отрыва отдельных объемов материала от его основной массы; α_3 – динамический угол откатывания; α_6 – статический угол откатывания; α_7 – статический угол подъема материала; φ_2 – динамический угол откоса материала

Рисунок 2 – Схема действия сил на ссыпающийся объем материала в режиме переката

Тогда

$$E_{\text{Перекат}} = \left(\frac{(90^\circ + \alpha_6 + \alpha_7 - \alpha_1)}{360^\circ} - \frac{\sin(90^\circ + \alpha_6 + \alpha_7 - \alpha_1)}{2\pi} \right) \cdot 100\%. \quad (4)$$

Уравнение (4) дает возможность рассчитывать степень заполнения барабана, при которой материал движется в режиме переката.

Для водопадного режима необходимо, чтобы степень заполнения барабана превышала полученное по уравнению (4) значение на некоторую величину K , которая в зависимости от свойств материала может изменяться в пределах от 5 до 10. То есть

$$E_{\text{вод.}} = E_{\text{пер.}} + K. \quad (5)$$

Теория и практика окомкования показывают, что на режим работы окомкователя влияет множество факторов, изменяющихся во времени, учесть которые при расчетах практически невозможно. В этой связи при выполнении расчетов необходимо использовать усредненное значение коэффициента динамического трения. Исследуем данное утверждение на следующем примере.

Из рис.2 следует, что в статическом состоянии материал находится в барабане в виде сегмента с углом наклона плоскости AC, близким к углу естественного откоса.

На объем материала BKE действуют сила тяжести P , центробежная сила $F_{\text{ц}}$ и сила трения $F_{\text{тр}}$. При этом

$$\begin{aligned} F_{\text{тр}} &= P \cdot \cos \varphi_2 \cdot f_{\text{д.н.}} + F_{\text{ц}} \cdot \cos(\alpha_1 - \varphi_2) f_{\text{д.н.}} = \\ &= f_{\text{д.н.}} \left[P \cos \varphi_2 + \frac{mV^2}{R} \cos(\alpha_1 - \varphi_2) \right] \end{aligned} \quad (6)$$

где $f_{\text{д.н}}$ – сила динамического трения;

$$P_{\text{ос.}} = P \cdot \sin \varphi. \quad (7)$$

Для того, чтобы объем материала ВКЕ двигался вниз, необходимо соблюдение следующего неравенства:

$$P_{об.} \geq F_{мп.}, \quad (8)$$

Приравнявая (6) и (7), получаем

$$m \cdot g \cdot \sin \varphi_2 = f_{д.н.} \left[m \cdot g \cdot \cos \varphi_2 + \frac{mV^2}{2} \cdot \cos(\alpha_1 - \varphi_2) \right] \quad (9)$$

После преобразований имеем

$$f_{д.н.} = \frac{900 \cdot \sin \varphi_2}{900 \cdot \sin \varphi_2 + R \cdot n^2 \cdot \cos(\alpha_1 - \varphi_2)}, \quad (10)$$

где m – масса объема ВКЕ;
 V – линейная скорость вращения барабана;
 R – радиус барабана;

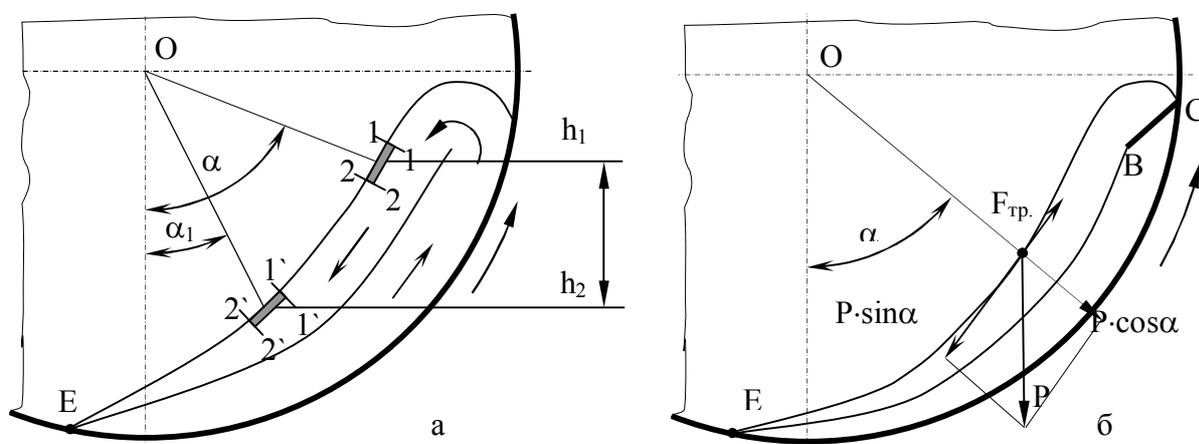


Рисунок 3 – Схема формы динамического сегмента в режиме окомкования (обозначения в тексте)

n – скорость вращения барабана, c^{-1} .

Составим уравнение движения сыпучего материала в барабане. На рис.3 представлена схема динамического сегмента материала при окомковании. Расчленим весь поток ссыпавшегося материала на элементарные струи, а движение материала будем считать установившимся (рис.3, а).

Приняв для рассмотрения одну из таких струй, выделим некоторый объем материала, ограниченный сечениями 1-1 и 2-2, который соответственно переместится в положение 1'-1' и 2'-2'. Согласно законам механики приращение кинетической энергии движущегося материала должно равняться работе всех сил, которые действуют на данный объем, то есть

$$\Delta W = \sum A, \quad (11)$$

где ΔW – приращение кинетической энергии движущегося объема материала;

$\sum A$ – сумма работ, действующих на данный объем сил.

Исходя из условия неразрывности струи и зная, что кинетическая энергия любой материальной точки равна $W = \frac{m \cdot V^2}{2}$, определим приращение кинетической энергии как разность этих значений в двух положениях перемещающегося объема.

После подстановки соответствующих величин получаем

$$\Delta W = \frac{P \cdot V_2^2}{2 \cdot g} - \frac{P \cdot V_1^2}{2 \cdot g}, \quad (12)$$

где P – вес выделенного объема материала;

V_1 и V_2 – скорости перемещения объема в сечениях 1-1, 2-2 и 1'-1', 2'-2'.

На выделенный объем действует сила тяжести, работа которой равна произведению силы на путь по вертикали. В данном случае этот путь равен разности $h_1 - h_2$. Следовательно, работа равна

$$A = Ph_1 - Ph_2. \quad (13)$$

Работа сил динамического трения равна

$$A_{\text{д.м.}} = f_{\text{д.м.}} \cdot S \quad (14)$$

где $f_{\text{д.м.}}$ – сила динамического трения;

S – путь, на который действует указанная сила.

Подставив в (9) равенства (10), (13) и (14), получаем:

$$\frac{P}{2g} \cdot V_2^2 - \frac{P}{2g} \cdot V_1^2 = Ph_1 - Ph_2 - F_{\text{д.м.}} \cdot S. \quad (15)$$

После преобразований имеем

$$F_{\text{д.м.}} \cdot S = P(h_1 - h_2) + \frac{P(V_1^2 - V_2^2)}{2g}. \quad (16)$$

С учетом (6) после соответствующих подстановок и преобразований получаем

$$S = \frac{2 \cdot R \cdot g \cdot (h_1 - h_2) + R \cdot (V_1^2 - V_2^2)}{2 \cdot f \cdot g \cdot [R \cdot g \cdot \cos \varphi_2 + V_B^2 \cdot \cos(\alpha_1 - \varphi_2)]}. \quad (17)$$

Для приближенных расчетов путь можно вычислить из следующего выражения

$$S = \frac{\pi(R - B) \cdot (\alpha - \alpha')}{180}, \quad (18)$$

где B – толщина динамического сегмента;

α и α' – центральные углы подъема рассматриваемых объемов.

Для определения скорости ссыпания потока используем теорему об изменении кинетической энергии для несвободной точки на бесконечно малом пути:

$$d\left(\frac{m \cdot V_c^2}{2}\right) = \left[m \cdot g \cdot \sin \varphi_2 - f_{\text{д.м.}} \cdot m \cdot g \cdot \cos \varphi_2 - f_{\text{д.м.}} \cdot \frac{m V_B^2}{(R - B)} \cdot \cos(\alpha - \varphi_2) \right] \cdot dS, \quad (19)$$

где $(\alpha - \varphi_2)$ – всегда со знаком (+);

V_c – скорость ссыпания материала;

V_B – линейная скорость вращения барабана в месте $(R-B)$.

При скатывании материала последний движется в сторону, противоположную вращению барабана относительно отсчета α .

$$\text{Поэтому} \quad dS = -R \cdot d\alpha. \quad (20)$$

Допустим $V^2=y$, тогда после преобразований получим

$$\frac{dy}{d\alpha} = 2f_{\text{д.м.}} \cdot V_B^2 \cdot \cos(\alpha - \varphi_2) + 2R \cdot g \cdot f_{\text{д.м.}} \cdot \cos\varphi_2 - 2R \cdot g \cdot \sin\varphi_2. \quad (21)$$

После интегрирования общее решение уравнения принимает вид:

$$y = 2f_{\text{д.м.}} \cdot V_B^2 \cdot \sin(\alpha - \varphi_2) + 2R \cdot g \cdot [f_{\text{д.м.}} \cdot \sin\varphi_2 + \cos\varphi_2] \cdot \alpha + C. \quad (22)$$

Постоянную интегрирования C находим при условии

$$\alpha = \alpha_1 \text{ и } V^2 = y = 0. \quad (23)$$

Окончательно имеем:

$$y = 2f_{\text{д.м.}} \cdot V_B^2 [\sin(\alpha - \varphi_2) - \sin(\alpha_1 - \varphi_2)] + 2 \cdot R \cdot g (f_{\text{д.м.}} \sin\varphi_2 + \cos\varphi_2) \cdot (\alpha - \alpha_1). \quad (24)$$

Скорость ссыпания объема будет равна:

$$V = \sqrt{2f_{\text{д.м.}} \cdot V_B^2 [\sin(\alpha - \varphi_2) - \sin(\alpha_1 - \varphi_2)] + 2 \cdot R \cdot g (f_{\text{д.м.}} \sin\varphi_2 + \cos\varphi_2) \cdot (\alpha - \alpha_1)}. \quad (25)$$

Полученные формулы (17) и (25) могут быть использованы при расчетах параметров окомкования в барабанах, вращающихся с небольшой скоростью, когда динамический сегмент практически не изменяет свою форму по сравнению со статическим, а материал сыпается по плоскости, угол наклона которой равен динамическому углу откоса материала.

В реальных условиях работы окомкователей динамический сегмент изменяет свою форму и приближается по конфигурации к кривизне стенки барабана (рис.3, б). Принимая, что поверхность ссыпающегося слоя приближенно является круговой, определяем коэффициент трения, используя уравнения равновесия сил:

$$P \cdot \sin\alpha = f' \cdot \left[P \cdot \cos\alpha - \frac{m \cdot V_B^2}{(R - B)} \right], \quad (26)$$

где f' – коэффициент трения движения.

Окончательно имеем

$$f' = \frac{g \cdot (R - B) \cdot \sin\alpha}{(R - B) \cdot g \cdot \cos\alpha - V_B^2}. \quad (27)$$

Используя теорему о применении кинетической энергии для несвободной точки на бесконечно малом пути, рассчитываем скорость на поверхности скатывания:

$$d\left(\frac{mV_C^2}{2}\right) = \left[mg \sin\alpha - f' mg \cos\alpha - f' \frac{mV_B^2}{(R - B)} \right] dS. \quad (28)$$

Аналогично решению уравнения (19) находим

$$\frac{dy}{d\alpha} = 2 \cdot R \cdot \left(f' \cdot g \cdot \cos\alpha + f' \frac{V_B^2}{(R - B)} \right) - g \cdot \sin\alpha. \quad (29)$$

После интегрирования, нахождения постоянной интегрирования и преобразований получаем

$$V_c = \sqrt{2 \cdot g(R - B) \cdot f'(\sin\alpha - \sin\alpha_1) + (\cos\alpha - \cos\alpha_1) + 2 \cdot V_B^2 f'(\alpha - \alpha_1)}. \quad (30)$$

$$\text{Но } V_B = \omega \cdot (R - B), \quad (31)$$

тогда

$$V_c = \sqrt{2g(R - B)} \times \sqrt{\left[\frac{g(R - B) \sin \alpha (\sin \alpha - \sin \alpha_1) + \omega^2 (R - B)^2 \sin(\alpha - \alpha_1)}{(R - B) \cos \alpha - \omega^2 (R - B)^2} + (\cos \alpha - \cos \alpha_1) \right]}. \quad (32)$$

В слое скорость движения материала ниже, чем на поверхности скатывания, так как на нее оказывает влияние сопротивление потока, а в точке В (рис.3, б) скорость движения потока относительно вращения равна нулю.

Принимая с небольшой погрешностью, что распределение скоростей от точки до поверхности происходит по прямой зависимости, градиент скорости составит

$$\text{grad}V = \frac{V}{h_{\text{ссып.}}},$$

где $h_{\text{ссып.}}$ – толщина ссыпающегося слоя.

В поднимающемся слое скорость движения отдельных слоев можно определить по формуле

$$V = \omega \cdot R_1, \quad (33)$$

где R_1 – расстояние от центра вращения до рассматриваемой точки в поднимающемся слое.

Максимальное значение V принимает непосредственно у стенки барабана.

Таким образом, приведенные формулы (17), (18), (32) и (33) могут быть использованы при выполнении расчетов параметров процесса окомкования и конструкции окомкователей.

Выводы. Исследована структура движущегося слоя шихты в поперечном сечении барабана. Аналитическим путем определены основные параметры процесса окомкования. Получены формулы, позволяющие рассчитывать оптимальные степень заполнения барабана, скорость движения и время окомкования, которые могут быть использованы при конструировании цилиндрических окомкователей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Коршиков Г.В., Невмержицкий Е.В. Закономерности формирования структуры и текстуры агломерационной шихты при окомковании// Сталь, 1975. – № 7. – С.580-584.
2. Базилевич С.В., Вегман Е.Ф. Агломерация. – М., 1967.
3. Каменов А. Определяющее скоростата на пересипване и ъгъла на претъркаляне на слоя пелети и производителността на цилиндричеп барабан, работц в режим перетъркаляне// Тр.Н.Н. ин-т черна металлургия България. - 1966 (1969). – № 2. – С.63-69.

Днепродзержинский государственный технический университет

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРЕДЕЛЬНО-ДОПУСТИМЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ГРАНУЛАХ ШИХТЫ ПРИ ГРАНУЛЯЦИИ И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИИ ОКОМКОВАТЕЛЯ

Визначено величину руйнуючих навантажень на гранули шихти при їх русі в барабані. Встановлено, що гранично-допустимі напруження, які сприяють руйнуванню гранул, що рухаються в шарі, що зсипається, в два рази вищі, ніж в том, що піднімається. Вдосконалено конструкцію барабана-огрудковувача, яка дозволяє формувати міцні гранули у вузькому діапазоні їх крупності. Результати досліджень можуть бути використані при проектуванні нових і реконструкції старих барабанів-огрудковувачів.

Определена величина разрушающих нагрузок на гранулы шихты при их движении в барабане. Установлено, что предельно-допустимые напряжения, способствующие разрушению гранул, движущихся в сыпавшемся слое, в два раза выше, чем в поднимающемся. Усовершенствована конструкция барабана-окомкователя, позволяющая формировать прочные гранулы в узком диапазоне их крупности. Результаты исследований могут быть использованы при проектировании новых и реконструкции старых барабанов-окомкователей.

The size of the destroying loading on the granules of charge at their motion in a drum is definite. It is set, that maximum-possible tensions cooperant to destruction of granules locomotive in the poured layer in two times higher, than in lifting. Construction of drum is improved - okomkovatelya allowing to form durable granules in the narrow range of their largeness. The results of researches can be used for planning of new and reconstructions of old drums-okomkovateley.

Введение. В последнее время в связи с увеличением доли мелкодисперсных материалов в аглошихте наметилась тенденция к увеличению габаритов окомковательных агрегатов. Так для комплектации агломашины типа МАК-600 конструкторами разработан окомкователь ОБ1-4,2×24. Несмотря на эффективность данной конструкции окомкователя, при окомковании шихт с повышенной долей концентрата замечено образование значительного количества не только мелких фракций (менее 0,003 м), но и крупных (более 0,007-0,010 м), что в первом и во втором случаях отрицательно сказывается на газодинамическом режиме спекания шихты [1].

Постановка задачи. Цель настоящей работы – исследование структуры слоя материала, движущегося в поперечном сечении окомкователя, определение величин предельно допустимых напряжений в гранулах шихты при грануляции и совершенствование конструкции барабана-окомкователя.

Результаты исследований. При движении аглошихты в окомкователе гранулы подвергаются воздействию различных разрушающих нагрузок, главными из которых являются ударные. Расчет ударных нагрузок в практике осложнен необходимостью учета дополнительных степеней свободы и фактора рассеивания энергии.

Для выведения формул, позволяющих определять предельно-допустимые напряжения в гранулах, принимаем допущения, что максимальные ударные нагрузки воз-

никают на линии перехода материала из зоны сыпания в зону откатывания (точка перегиба плоскости сыпания), а нагрузки в других зонах равны нулю.

Согласно исследований [2, 3] при ударе на тело действует мгновенная сила, величина которой определяется из выражения

$$F_M = 0,44 \cdot 10^3 \cdot P \cdot H^{0,5}, \quad (1)$$

где P – вес тела;

H – высота падения.

Используя закон сохранения энергии, определяем силу, действующую на гранулы. Величина кинетической энергии потока в точке перегиба плоскости сыпания равна:

$$W_K = \frac{mV^2}{2}. \quad (2)$$

Работу, совершаемую потоком при перемещении, определяем из выражения

$$A = m \cdot g \cdot H = F \cdot S, \quad (3)$$

где F – сила, действующая на поток сыпающейся шихты на протяжении участка сыпания;

S – эквивалентная площадь поперечного сечения гранул.

Приравнявая (2) и (3), находим, что

$$F = \frac{m \cdot V^2}{2 \cdot S}. \quad (4)$$

Тогда предельно-допустимое напряжение в гранулах будет равно:

$$\sigma = \frac{m \cdot V^2}{2 \cdot S \cdot \Pi_{\text{л}}}, \quad (5)$$

где σ – предельно-допустимое напряжения в гранулах;

$\Pi_{\text{л}}$ – площадь поперечного сечения движущегося объема материала.

С учетом пористости сыпающегося потока, его толщины и насыпной массы напряжение в гранулах составит:

$$\sigma = \frac{(1 - \eta) \cdot B_c \cdot \gamma \cdot V^2}{\Pi'_{\text{л}} \cdot 2 \cdot S}, \quad (6)$$

где η – пористость сыпающегося потока;

γ – насыпная масса материала;

B_c – толщина сыпающегося потока в месте перегиба плоскости сыпания;

$\Pi'_{\text{л}}$ – отношение суммарной площади поперечного сечения гранул к занимаемой ими общей площади.

Введем в формулу динамический коэффициент удара [4]:

$$\sigma = \frac{k \cdot (1 - \eta) \cdot B_c \cdot \gamma \cdot V^2}{\Pi'_{\text{л}} \cdot 2 \cdot S}, \quad (7)$$

где k – динамический коэффициент удара:

$$k = 1 + \sqrt{1 + \frac{2H}{\delta_{\text{ст}}}},$$

где $\delta_{\text{ст}}$ – деформация при статической нагрузке;

H – высота падения материала;

$$\delta_{\text{ст}} = \frac{E}{C};$$

$$C = \frac{E \cdot \Pi_n}{B_c}$$

Тогда

$$\sigma_{CT} = \frac{F \cdot B_c}{E \cdot \Pi_n} = \frac{4 \cdot B_c^2 (1-\eta) \cdot \gamma}{4,4 \cdot H^{0,5} \cdot \Pi'_n \cdot E}, \quad (8)$$

где E – модуль упругости.

$$k = 1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot H \cdot 4,4 \cdot H^{0,5} \cdot 10^3 \cdot n' \cdot \Gamma'}{V \cdot e_-^2 \cdot j \cdot (1-\eta)}}, \quad (9)$$

$$\sigma = \left[1 + \sqrt{1 + \frac{8,8 \cdot H^{1,5} \cdot 10^3 \cdot \Pi'_n \cdot E}{V \cdot B_c^2 \cdot \gamma \cdot (1-\eta)}} \right] \cdot \frac{(1-\eta) \cdot B_c^2 \cdot \gamma \cdot V^2}{2 \cdot \Pi'_n \cdot S}, \quad (10)$$

Высоту падения находим из следующего выражения:

$$H = \frac{g \cdot t^2}{2}, \quad (11)$$

где $t = \frac{V}{g}$ – время падения;

V – скорость потока в месте перегиба плоскости,

тогда
$$H = \frac{V^2}{2 \cdot g}. \quad (12)$$

Путь, проходимый потоком при действии силы, определяем из следующего уравнения:

$$S = \frac{\pi(R-B) \cdot (\alpha - \alpha')}{180},$$

где B – толщина динамического сегмента;

α и α' – центральные углы подъема сыпающегося и поднимающегося объемов материала соответственно.

Подставляя полученные значения в выражение (12), а H и S в (10), получаем величину предельно-допустимых напряжений, возникающих в гранулах при сыпании.

В поднимающемся слое материала на гранулы действуют, в основном, такие нагрузки:

$$N = S \cdot \sigma, \quad (13)$$

где S – эквивалентная площадь поперечного сечения гранул.

При этом
$$N = F_y + P \sin \alpha_{II}, \quad (14)$$

где F_y – центробежная сила;

α_{II} – центральный угол перегиба плоскости сыпания.

Приравнявая (13) и (14), получаем:

$$\frac{m \cdot V_B^2}{R} + P \cdot \sin \alpha_{II} = S \cdot \sigma, \quad (15)$$

где V_B – линейная скорость вращения барабана радиусом R .

Отсюда предельно-допустимое напряжение составит:

$$\sigma = \frac{m \cdot V_B^2 + P \cdot R \cdot \sin \alpha_{II}}{S \cdot R}. \quad (16)$$

После преобразований получаем

$$\sigma = \frac{\eta \cdot B'_c \cdot \gamma(V_B^2 + g \cdot R \cdot \sin \alpha_n)}{\Pi_{\text{л}} \cdot R}, \quad (17)$$

где B'_c – толщина сегмента в точке перегиба плоскости.

На рис.1 приведены результаты расчетов предельно допустимых напряжений в гранулах, движущихся в сыпающемся и поднимающемся слоях. Расчетами установлено, что в поднимающемся потоке шихты (рис.1, область а) величина предельно допустимых напряжений на гранулы составляет $(2,8-4,2) \times 10^3$ кг/м², а в сыпающемся слое (рис.1, область б) – $(7,4-8,0) \times 10^3$ кг/м².

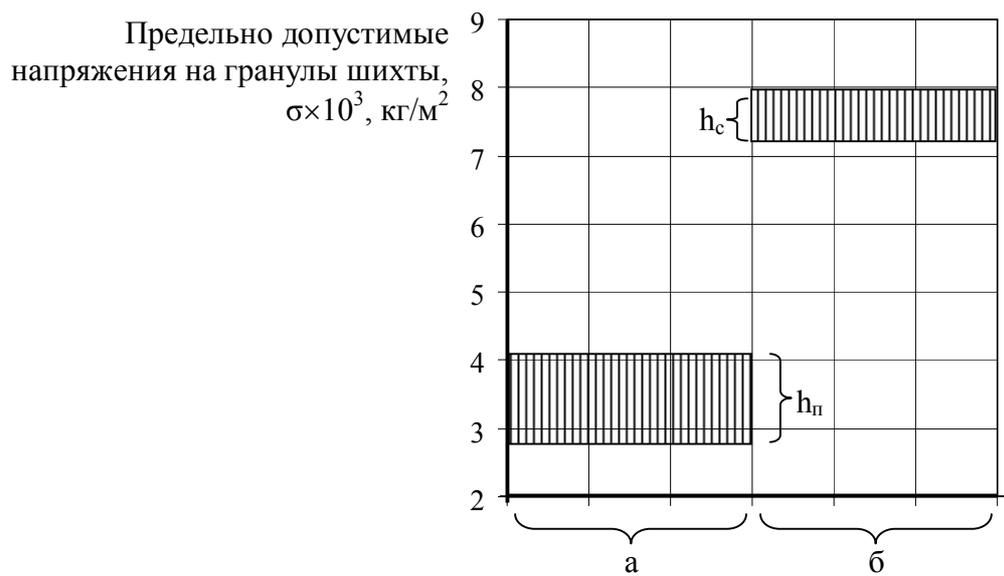


Рисунок 1 – Предельно-допустимые напряжения в гранулах шихты в поднимающемся (а) и сыпающемся (б) слоях

То есть гранулы шихты при окомковании преимущественно разрушаются в сыпающемся потоке шихты. Следовательно, уменьшение отношения $\frac{h_c}{h_n}$ способствует улучшению качества окомкования за счет уменьшения степени разрушения гранул в сыпающемся потоке.

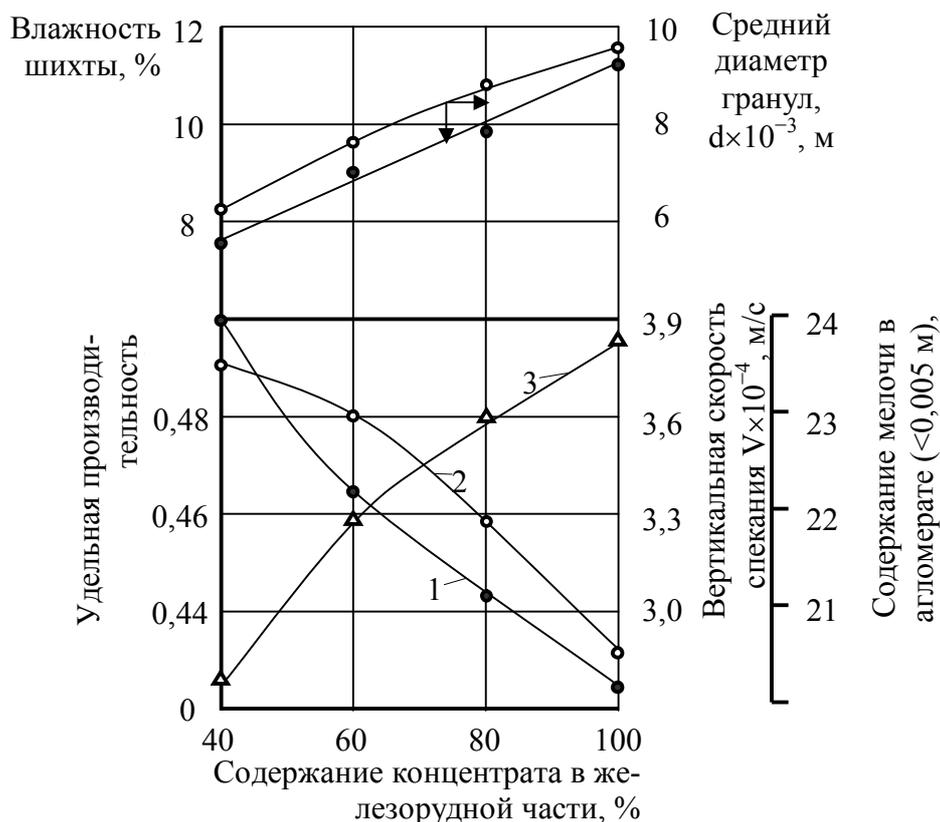
Данное заключение было положено в основу усовершенствования конструкции барабанного окомкователя путем установки во внутренней его полости устройства для упрочнения гранул [5].

Исследования эффективности работы предлагаемой конструкции окомкователя были выполнены в лабораторных условиях. Для окомкования использовали модель барабанного окомкователя ОБ 3,2-12, выполненную в масштабе 1:10, для спекания – стандартную аглоустановку.

Были проведены 2 серии экспериментов. В первой серии опытов спекали агломерационные шихты, окомкованные в обычном гладком барабане, во второй – в окомкователе предложенной конструкции.

Результаты исследований, приведенные на рис.2, 3 показали следующее.

При окомковании шихты в стандартном барабане по мере увеличения содержания концентрата в шихте средний диаметр гранул увеличивается от 0,006 до 0,0087 м, т.е. на 45%. Рост размера гранул объясняется тем, что с увеличением доли концентрата до 100% в шихте уменьшается количество комкующей части с соответствующим увеличением комкуемой.



1 – удельная производительность; 2 – вертикальная скорость спекания;
3 – содержание мелочи (менее 0,005 м) в агломерате

Рисунок 2 – Влияние содержания концентрата в шихте на оптимальную влажность шихты, средний диаметр гранул и показатели процесса спекания

Вследствие увеличения удельной поверхности шихты оптимальная влажность ее на каждые 20% добавляемого концентрата увеличивается на 0,9%.

Оптимальное количество углерода в шихте уменьшается на 0,2% абс. на каждые 20% вводимого концентрата, что объясняется выделением тепла при окислении магнетита в гематит.

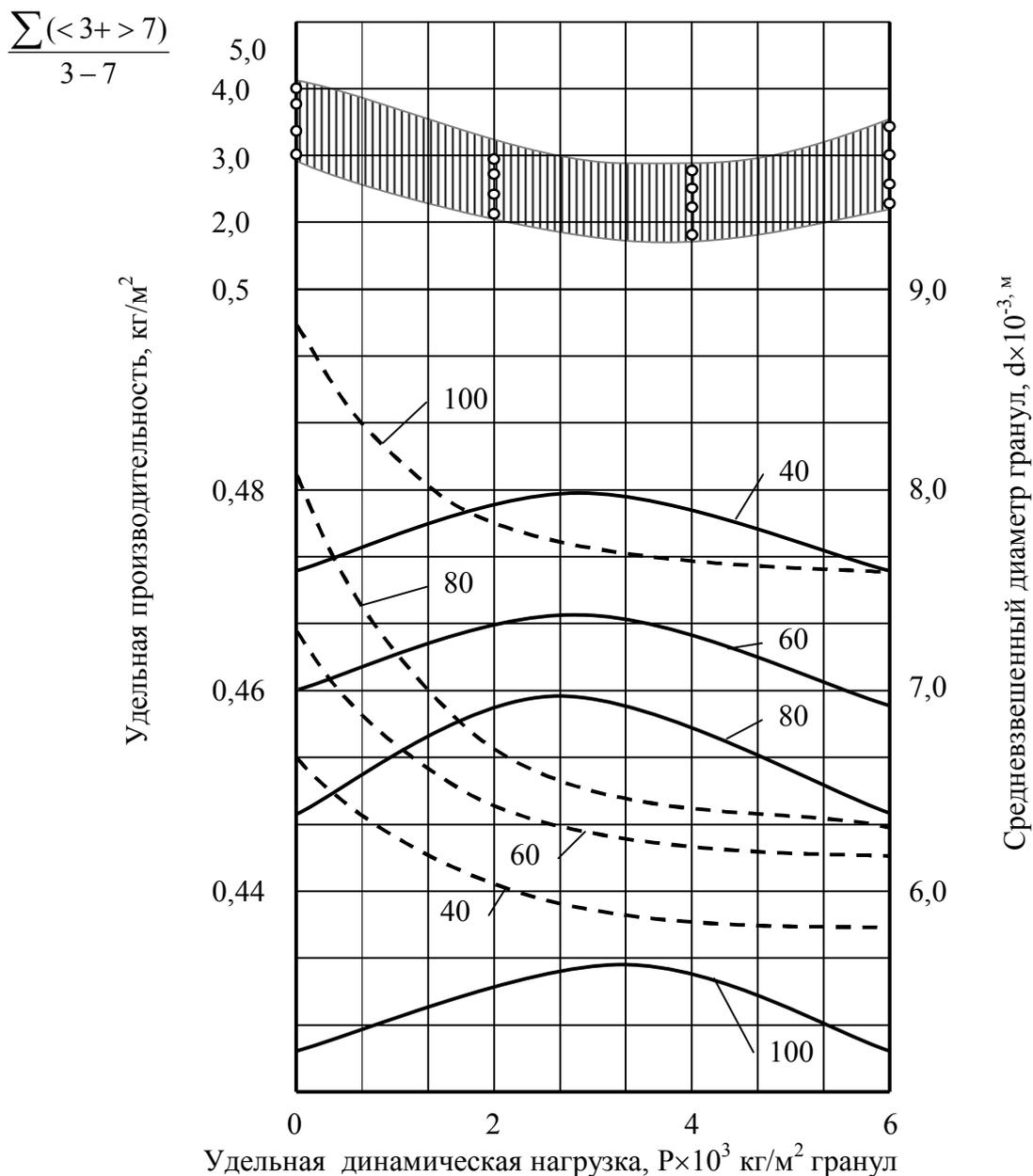
Удельная производительность и скорость спекания при полном исключении руды из шихты уменьшаются на 20% и 29% соответственно. Непропорциональность уменьшения значения этих параметров объясняется приростом веса спека на 11% за счет увеличения железа в нем.

Выход фракции менее 0,005 м увеличивается на 3,7% абс., а выход годного уменьшается примерно на такую же величину.

Снижение показателей процесса спекания объясняется тем, что интенсивное испарение влаги и значительный градиент температур в гранулах более 0,005 м приводит к их разрушению, которое сопровождается увеличением газодинамического сопротивления агломерируемого слоя.

При окомковании шихты в барабане предлагаемой конструкции удельная нагрузка на гранулы оказывает существенное влияние на средневзвешенный диаметр окомкованной шихты.

При содержании 40, 60 и 80% концентрата удельная нагрузка, равная 2×10^3 кг/м², в меньшей степени оказывает влияние на уменьшение среднего диаметра, чем при 100% концентрата. Так средний диаметр при 40 и 100 % концентрата при обычном способе окомкования составил 0,0068 и 0,0089 м, а при создании удельной на-



———— — удельная динамическая нагрузка;
 - - - - - средневзвешенный диаметр гранул;
 $\frac{\sum(<3+>7)}{3-7}$ — отношение некондиционных гранул к кондиционным;
 цифры у кривых — содержание концентрата в рудной части шихты, %

Рисунок 3 – Зависимость удельной производительности установки, средневзвешенного диаметра окомкованной шихты и отношения некондиционных гранул к кондиционным от удельной динамической нагрузки

грузки на гранулы, равной 2×10^3 kg/m^2 , – 0,006–0,007 м, т.е. уменьшился на 7 и 14 % соответственно. Дальнейшее увеличение удельной нагрузки до $(4-6) \times 10^3$ kg/m^2 практически не влияет на средний диаметр шихты.

Удельная производительность при окомковании в опытном грануляторе возрастает. Наибольший прирост производства приходится на 60–80% концентрата при удельной нагрузке $(2-4) \times 10^3$ кг/м². С ростом удельной нагрузки на гранулы производительность падает, но при этом остается выше, чем при спекании шихт обычным способом.

Для оценки качества шихты, окомкованной обычным и предложенным способами, было проанализировано отношение суммы некондиционных фракций менее 0,003 м и более 0,007 м к кондиционным 0,003–0,007 м. Такой выбор обоснован тем, что фракция менее 0,003 м оказывает воздействие на газодинамическую характеристику слоя, а более 0,007 м – на тепломассообменные процессы в начальной стадии агломерации.

При окомковании шихт опытным путем количество кондиционной фракции непрерывно растет, а отношение суммы некондиционных к кондиционным падает, достигая оптимального значения при величине удельной нагрузки, равной $(2-4) \times 10^3$ кг/м².

Выводы. 1. Исследована структура слоя материала, движущегося в поперечном сечении барабанного окомкователя. Определена величина разрушающих нагрузок на гранулы шихты, движущихся в сыпавшемся и поднимающемся объемах. Получены формулы, позволяющие определять предельно допустимые напряжения в гранулах. 2. Усовершенствована конструкция барабана-окомкователя шихты. С применением физического моделирования определены оптимальные удельные динамические нагрузки на гранулы шихты, равные $(2-4) \times 10^3$ кг/м², при которых достигаются самые высокие технико-экономические показатели агломерационного процесса. Результаты исследований могут быть использованы при проектировании барабанных окомкователей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Колесанов Ф.Ф., Хайдуков В.П. Эффективность окомкования агломерационной шихты в барабане окомкователе ОК 1-3,2×12,5м// Обогащение руд черной металлургии. – М.: Metallurgy, 1972. – №1. – С.110-114.
2. Базилевич С.В., Вегман Е.Ф., Михалевич А.Г. Исследование процесса разрушения агломерата// Сталь, 1968. – № 3. – С.196-198.
3. Динник А.Н. Избранные труды. – К.: Изд-во АН УССР, 1956. – 307с.
4. Интенсификация зажигания агломерационной шихты/ В.А.Шурхал, Г.М.Ефименко, Б.И.Колокольцов, Б.И.Сельский// Черная металлургия: бюл. НТИ, 1969. – № 10. – С.31-32.
5. Барабанный окомкователь: А.с. 1618770 СССР, МКИ С 22 В 1/24, В 01 J 2/12/ Б.В.Кушнарев, В.Д.Бондаренко, Н.М.Свинаренко, Г.Т.Ткаченко, С.С.Доронин, А.А.Малимон, И.Г.Карпенко, А.В.Салий, А.П.Миронов, Н.Р.Руденко и др. (СССР). – №4434771; Заявлено 14.04.88; Опубл. 07.01.91, Бюл. №1. – 3с.

УДК 622.271

СОБКО Б.Е., к.т.н., с.н.с.

Национальный горный университет

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СХЕМ СЕЛЕКТИВНОЙ ДОБЫЧИ РОССЫПНЫХ МЕСТОРОЖДЕНИЙ

Наведені технологічні схеми селективної розробки розсипних родовищ.

Приведены технологические схемы селективной разработки россыпных месторождений.

The technological charts of selective development of rossypnykh deposits are resulted.

Введение. Возрастающая потребность в минеральном сырье цветных металлов приводит к необходимости применения перспективных и совершенствованию существующих технологий добычи руд.

В настоящее время разработка россыпных комплексных титан-циркониевых месторождений, отличающихся природной неравномерностью распределения и непостоянным качественным составом рудных скоплений, ведется валовым способом. Для решения задач стабилизации качественного состава добываемых руд и управления рудопотоком в карьерах необходимо применение селективных схем выемки руд, обеспечивающих добычу сырья заданного вида, качества и минерального состава. В этой связи разработка эффективных технологических схем селективной добычи россыпей является своевременной и актуальной проблемой.

Постановка задачи. Задачей исследований ставилось разработать эффективные технологические схемы селективной разработки россыпных месторождений.

Технология селективной разработки россыпных месторождений предусматривает отдельную выемку различных типов полезного ископаемого и пустых пород в определенном порядке. Эффективность такой разработки месторождения зависит, прежде всего, от выбранной технологической схемы производства добычных работ и горно-технических параметров разработки.

Результаты работы. Результаты выполненных ранее исследований по выбору рациональной схемы добычных работ на примере горно-геологических условий россыпных месторождений Вольногорского ГМК показали, что наиболее эффективной технологической схемой является схема, предусматривающая применение колесных погрузчиков [1]. Этот вид оборудования выгодно отличается от другого горно-транспортного оборудования мобильностью и маневренностью, что очень важно при селективной разработке месторождения.

Из ранее полученных результатов трехмерного геологического моделирования Малышевского месторождения титано-циркониевых руд в целом и его участка, разрабатываемого карьером №7 "Север" [2] видно, что по всей длине фронта горных работ ($L_{\phi}=1035$ м) было определено 6 разновидностей рудных песков (5 рудных и 1 безрудный). Рудные пески распределены по фронту горных работ неравномерно, одна и та же разновидность полезного ископаемого располагается отдельными участками (блоками). Рассмотрим схему расположения рудных технологических блоков по длине фронта горных работ в карьере № 7 «Север» Вольногорского ГМК при разработке руд колесными погрузчиками (рис. 1).

В пределах фронта горных работ в зависимости от минералогического состава рудных песков можно выделить 13 технологических блоков.

Следует отметить, что технологические блоки (3 и 5) имеют небольшую длину $l_{бл.} = 30-40$ м, однако она соответствует минимально возможной длине блока ($l_{бл. min}$) при отработке его колесными погрузчиками поперечными заходками.

На примере горно-геологических и технологических условий карьера №7 "Север" рассмотрим зависимость расстояния транспортирования от места расположения временного съезда на добычном уступе. В общем случае среднее расстояние транспортирования рудных песков от забоев до многосекционного склада (МСС) определяется из выражения:

$$l_{тр}^P = l_3 + l_6 + l_n, \text{ м}, \quad (1)$$

где l_3 – среднее расстояние транспортирования по забойным дорогам (по рабочим горизонтам), м;

l_6 – расстояние транспортирования по борту (в торце карьера), м;

l_n – расстояние транспортирования по поверхности до МСС, м.

Последние две составляющие l_{mp}^p являются постоянными, т.е. независимыми от места расположения временного съезда. В сумме величины l_b и l_n для карьера №7 "Север" составляют 250-300 м.

Расстояние транспортирования по забойным дорогам определяется, исходя из места расположения временного съезда, пульпо-смесительной установки (ПСУ) и длины фронта добычных работ L_ϕ (рис.2).

Как видно из представленной схемы, при выборе временного съезда (допустим в точке О) среднее расстояние транспортирования по забойным дорогам составит

$$l_3^{cp} = \frac{0,5M + 2(L_\phi - M)}{2} = 1,25L_\phi - M, \text{ м}, \quad (2)$$

где M – расстояние от левого торца карьера до временного съезда, м.

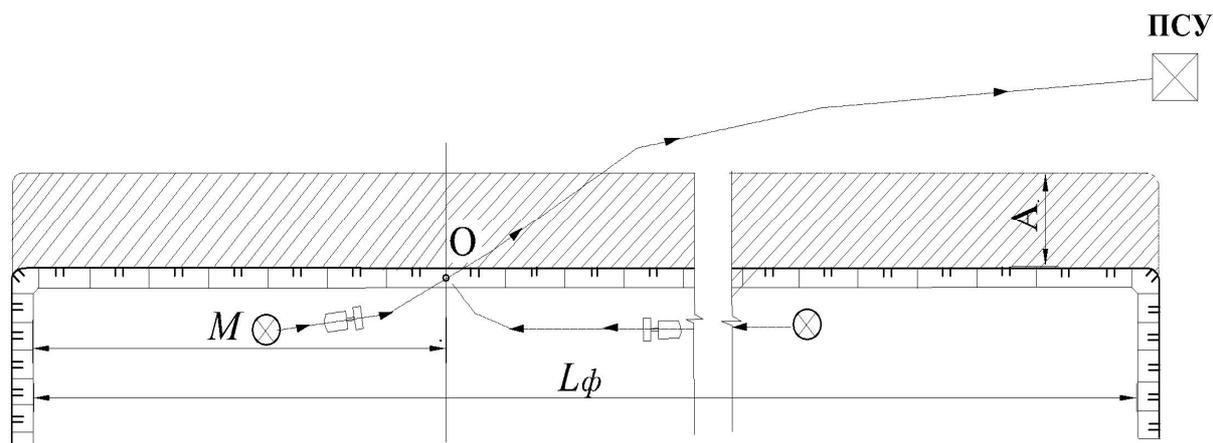


Рисунок 2 – Принципиальная схема транспортирования полезного ископаемого к ПСУ при устройстве временного съезда на добычном уступе

Средневзвешенное расстояние транспортирования ($l_3^{cp.63}$) определяется по формуле:

$$l_3^{cp.63} = \frac{L\phi M - \frac{1}{2}M^2 + 1,5(L\phi - M)^2}{L\phi}, \text{ м.} \quad (3)$$

Графики зависимостей среднего расстояния транспортирования и средневзвешенного расстояния транспортирования от места расположения временного съезда $l_3^{cp} = f_1(M)$ и $l_3^{cp.63} = f(M)$ приведены на рис.3.

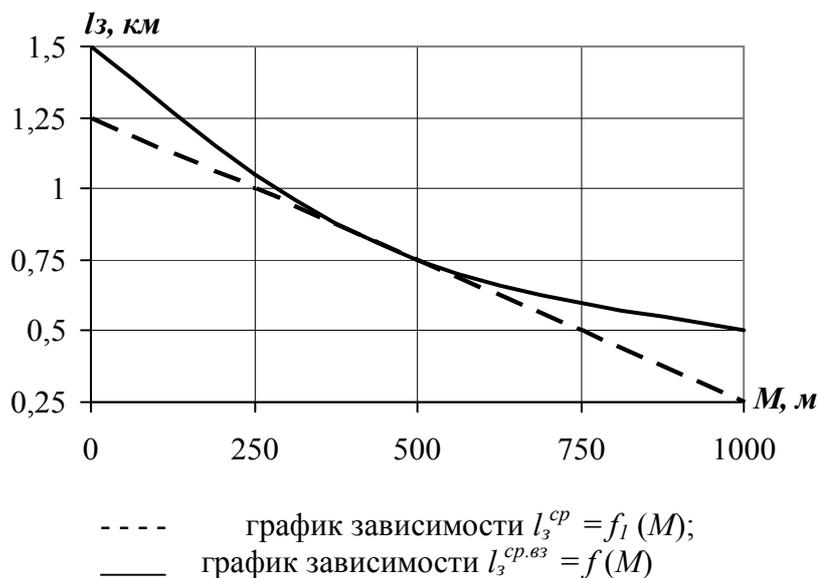


Рисунок 3 – Графики зависимостей расстояния транспортирования горной массы от места расположения временного съезда для $L\phi = 1000$ м

Как видно из графиков на рис.3, расстояние транспортирования рудных песков (l_3^{cp} , $l_3^{cp.63}$) с приближением временного съезда до правого торца карьера (у которого на-

ходится МСС) резко уменьшается. При расположении съезда в середине фронта добычных работ $l_3^{cp} = l_3^{cp.63}$, т.е. расчеты по определению величины l_3^{cp} могут производиться по одной из вышеприведенных формул (2) или (3). В остальных случаях необходимость размещения съезда в том или другом месте следует определять, исходя из средневзвешенного расстояния транспортирования (формула (3)).

Следует отметить, что формулы (2) и (3) могут использоваться при расчетах l_3^{cp} в условиях валовой выемки. В случае селективной выемки рудных песков, например для карьера №7 "Север" при наличии 13 технологических блоков (12 рудных и 1 безрудный), средневзвешенная величина $l_3^{cp.63}$ определяется по формуле:

$$l_3^{cp.63} = \frac{\left(L_{\phi} - 0,5 \sum_{i=10}^{13} l_i \right) \cdot \sum_{i=10}^{13} l_i + \left(0,5 \sum_{i=2}^8 l_i + l_1 \right) \cdot \sum_{i=2}^8 l_i + 3,5 \cdot l_1^2}{L_{\phi} - l_9}, \text{ м}, \quad (4)$$

где l_i – длина i -го технологического блока, м;

i – порядковый номер технологического блока, $i = 1, 2, 3, \dots, n_{\text{бл}}$; $n_{\text{бл}} = 13$;

l_9 – длина блока безрудных песков, м.

Произведенные расчеты по формуле (4) показывают, что наиболее рациональным местом расположения временного съезда является блок 1 (рис.1). Средневзвешенное расстояние транспортирования рудных песков ($l_3^{cp.63}$) в этом случае составляет 566 м. С учетом расстояния транспортирования по борту и поверхности карьера общая величина l_{mp} равняется 800-850 м.

Породы вскрыши (безрудные пески) транспортируются колесными погрузчиками из блока 9 во внутренний отвал и размещаются в предотвале (рис.1). Среднее расстояние транспортирования для первого добычного уступа определяется из выражения:

$$l_{mp1}^6 = \frac{l_9}{4} + Ш_{\partial 1} - \frac{A}{2} + \frac{L_{\phi}}{4}, \text{ м}, \quad (5)$$

где l_9 – длина девятого (вскрышного) блока, м;

$Ш_{\partial 1}$ – ширина рабочей площадки на первом добычном уступе, м;

A – ширина заходки погрузчика, м.

При транспортировании безрудных песков с верхнего (второго) добычного уступа

$$l_{mp2}^6 = \frac{l_9}{4} + Ш_{\partial 2} + l_c + Ш_{\partial 1} + \frac{L_{\phi}}{4}, \text{ м}, \quad (6)$$

где $Ш_{\partial 2}$ – ширина рабочей площадки на втором добычном горизонте, м;

l_c – длина съезда, располагаемого в блоке 9 нижнего добычного уступа, м.

Величины l_{mp1}^6 и l_{mp2}^6 составляют соответственно 334 м и 500 м, т.е. среднее расстояние транспортирования равно 420 м.

Технологическая схема селективной выемки рудных песков колесными погрузчиками представлена на рис.4. На схеме показано положение фронта добычных работ на момент отработки 4-го и 12-го блоков, которые представлены цирконом.

Эти блоки обрабатываются одновременно на двух добычных горизонтах. Наряду с отработкой рудных блоков на верхнем добычном горизонте производится выемка безрудных песков (блок 9), которые транспортируются погрузчиками во внутренний отвал (предотвал). Схема их транспортирования предусматривает размещение на ниж-

нем добычным уступе (блок 9) дополнительного временного съезда, что сокращает расстояние транспортирования в 1,5-2 раза по сравнению с транспортированием через съезд, расположенный в блоке 1.

При отработке рудных песков блока 1 на нижнем добычном уступе съезд переносится в близлежащий уже отработанный блок. В случае производственной необходимости транспортирование руды из блока 1 может осуществляться через съезд, расположенный в блоке 9, однако расстояние транспортирования при этом увеличивается.

Выводы:

- разработанная технологическая схема селективной выемки рудных песков с помощью колесных погрузчиков отличается относительной простотой организации горных работ, возможностью добычи любого сорта руды, который потребуется за короткий промежуток времени, большей надежностью и эффективностью;

- получены зависимости расстояния транспортирования от места расположения временных съездов, позволяющие определять оптимальное месторасположение съездов на добычном уступе;

- эффективность использования одноковшовых погрузчиков, работающих в качестве выемочно-транспортного оборудования, зависит от расстояния транспортирования руды на пульпо-смесительную установку (многосекционный склад), поэтому во всех случаях следует приближать пульпо-смесительные установки к середине фронта добычных работ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Собко Б.Е. Выбор рациональных технологических схем добычных работ при разработке россыпных месторождений. – Вісник НГУ. – 2008. – №1. – С.16-18.
2. Баранов Ю.Д., Зберовский А.В., Панцаков В.А., Чернобук А.И. Создание цифровой модели местности и 3-D геологической модели месторождения Вольногорского ГМК// Сб. научн. трудов НГУ. – Днепропетровск: НГУ. – 2003. – № 16 – С.22-29.

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., профессор
НИКУЛИН А.В., к.т.н., доцент
НИКУЛИН А.А., аспирант

Днепродзержинский государственный технический университет

НОВЫЙ МЕТОД ОЦЕНКИ ЗАХВАТЫВАЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ВАЛКОВ

У статті на основі аналізу контактних напружень рівнодіючої горизонтальних сил і її середнього значення запропонований теоретичний метод визначення граничних умов прокатки в сталому режимі. Розрахунковим шляхом встановлено, що процес прокатки може обриватися при наявності випередження, відношення $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y}$ при

прокатці порівняно високих смуг наближається до 1,5. Адекватність теоретичних результатів підтверджена порівнянням з відомими експериментальними даними.

В статье на основе анализа контактных напряжений текущей равнодействующей горизонтальных сил и ее среднего значения предложен теоретический метод определения предельных условий прокатки в установившемся

режиме. Расчетным путем установлено, что процесс прокатки может обрываться при наличии опережения, отношение $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y}$ при прокатке сравнительно высоких полос приближается к 1,5. Адекватность теоретических результатов подтверждена сравнением с известными экспериментальными данными.

In article on the basis of the analysis of the contact pressure, current equally effective horizontal forces and its average value the theoretical method of definition of limiting conditions proskating rinks in the installed mode is offered. Settlement it is by installed, that process proskating rinks can break at presence of an advancing, the lation $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y}$ at a proskating rink of rather high strips comes nearer to 1,5. Adequacy of theoretical results is confirmed by comparison with known experimental data

Введение. Исследование условий захвата полосы валками как в начальный момент, так и при установившемся процессе прокатки имеет большое практическое значение. Из теории прокатки известно, что при кулоновской модели трения в контакте валков и полосы предельные условия захвата металла в установившемся режиме определяются условием:

$$\alpha_y^{\max} = 2\beta_y \approx 2f_y, \quad (1)$$

где β_y и f_y – угол и коэффициент трения при установившемся процессе прокатки.

Это теоретическое положение часто не подтверждается практикой. Опыты [1,2] показывают, что в предельных условиях угол захвата не превышает

$$\alpha_y^{\max} = (1,25 \dots 1,5)f_y \quad (2)$$

Такое расхождение опытных и теоретических данных требует пересмотра и дополнительного анализа условий захвата полосы валками в установившемся режиме.

Постановка задачи. При теоретическом исследовании захватывающей способности валков обычно исходят из баланса горизонтальных сил на выходе из очага деформации [3].

Покажем, что соблюдение этого баланса недостаточно для обеспечения устойчивого процесса прокатки в предельных условиях. Проанализируем эпюры контактных напряжений и изменение текущей результирующей горизонтальных сил Q_x вдоль очага деформации. Пусть прокатка ведется в валках радиусом $R = 100$ мм с углом захвата $\alpha_y^{\max} = 2f_y$, $f_y = 0,03$; $\Delta h = 0,36$ мм, $h_1 = 0,64$ мм (Δh и h_1 – абсолютное обжатие металла и конечная толщина полосы). В расчетах распределение давления определяли по формуле А.И. Целикова [4], которая получена при замене дуги окружности параболой и при кулоновском трении на контакте. Результаты расчета приведены на графиках рис. 1 (кривые 1). Как видно, эпюра давлений имеет вогнутый вид по причине развития продольных нормальных растягивающих напряжений, очаг деформации представляет собой только зону отставания. Текущую равнодействующую горизонтальных сил в безразмерной форме определяли:

$$Q_x^* = \frac{Q_x}{R \cdot b \cdot \beta \sigma_T} = \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x \cos \varphi - p_x \sin \varphi}{\beta \sigma_T} d\varphi, \quad (3)$$

где φ – текущий угол захвата в очаге деформации;

b – ширина полосы;

$\beta\sigma_T$ – средний вынужденный предел текучести;

t_x и p_x – удельные сила трения и нормальное давление.

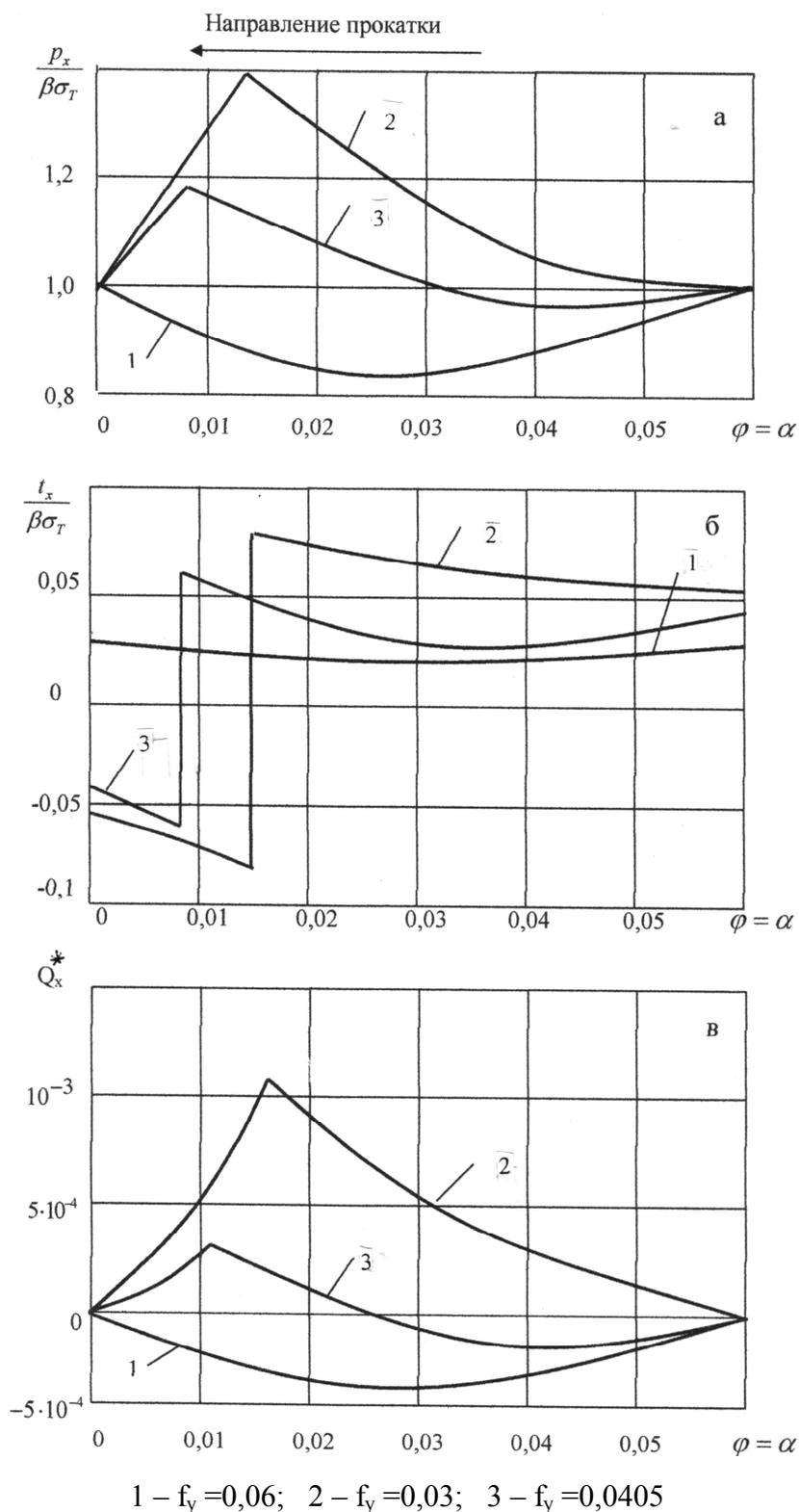


Рисунок 1 – Распределение контактных напряжений и текущей равнодействующей горизонтальных сил при кулоновском трении

Текущая равнодействующая Q_x^* на выходе металла из валков обращается в нуль, т.е. баланс горизонтальных сил соблюдается. Обратим внимание на то, что сила Q_x^* во всех сечениях очага деформации, за исключением граничных, является отрицательной, противоположно направленной движению полосы. Среднее по очагу деформации значение этой силы

$$Q_{cp}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_x^* d\varphi \quad (4)$$

также отрицательно. В данном случае Q_{cp}^* тормозит движение полосы и нет силовых факторов, обеспечивающих продольное перемещение металла.

Рассмотрим, как изменяется сила Q_x^* при прокатке с углом захвата, равном $\alpha_y = f_y = 0,03$ (значительно меньшим, чем был ранее). Результаты расчета контактных напряжений и силы Q_x^* в этом случае приведены на рис. 1 кривыми 2. Нормальное давление увеличилось в области контакта валков и полосы, появилась зона опережения. Текущая сила Q_x^* практически по всей длине очага деформации положительна, очевидно, что ее среднее значение Q_{cp}^* также положительно. При указанных параметрах процесс прокатки будет устойчиво протекать. В случае, если $\alpha_y = 1,481 f_y$ (кривые 3 рис. 1) сила Q_x^* в начальной части очага деформации отрицательна, вблизи середины зоны контакта валков с металлом становится положительной, причем площади под положительными и отрицательными значениями ее равны, т.е. $Q_{cp}^* = 0$. Очевидно, что при указанных параметрах возникают предельные условия прокатки.

Как видно из графиков рис. 1 предельные условия прокатки могут возникать при наличии зоны опережения не только из-за пластического растяжения полосы в очаге деформации [5], но и по причине того, что Q_{cp}^* принимает отрицательное значение.

Результаты работы. Заметим, что исследование предельных условий захвата проводили при сравнительно невысоком значении коэффициента трения. В случае его увеличения, из-за неопределенности удельных сил трения в нейтральном сечении, трудно рассчитывать значение текущей результирующей силы Q_x вблизи выхода металла из валков. Поэтому было решено для описания распределения удельных сил трения в очаге деформации воспользоваться двумя моделями. В начальной части очага деформации принимали кулоновскую модель, на остальном участке, ближе к выходу из валков, изменение удельных сил трения описывали следующей подходящей функцией:

$$\frac{t_x}{\beta\sigma_T} = f_y \frac{P_x^*}{\beta\sigma_T} \frac{\varphi - \gamma}{\varphi^* - \gamma}, \quad (5)$$

где φ^* – угол, соответствующий сечению перехода от кулоновской модели к подходящей функции;

$\frac{P_x^*}{\beta\sigma_T}$ – безразмерное давление в сечении перехода;

γ – угол нейтрального сечения.

В соответствии с выражением (5) вблизи нейтрального сечения достигнуто плавное изменение удельных сил трения при переходе от положительного к отрицательному значению.

Решение дифференциального уравнения Кармана при указанных моделях трения на контакте осуществлялось методом последовательных приближений с применением ПК. Значение угла γ находили из граничного условия на выходе из очага деформации.

Рассмотрим некоторые результаты теоретического исследования и сравним с экспериментальными данными. В опытах А.П. Грудева [3] при изучении предельных условий прокатки деформацию металла осуществляли в валках диаметром 194,6 мм. Свинцовые образцы прокатывали на конечную толщину $h_1 = 1,1$ мм, коэффициент трения примерно был равен $f_y = 0,25$. В этой работе отмечено, что при угле захвата $\alpha_y = 0,35$ рад возникала пробуксовка металла. Как пишет автор: “В опытах был отмечен такой факт: образец, прокатываемый с обжатием $\Delta h = 11,2$ мм ($\alpha_y = 0,34$ рад), показал опережение $S = 10,1\%$, а при прокатке другого образца с обжатием $\Delta h = 11,6$ мм ($\alpha_y = 0,35$ рад) уже возникала пробуксовка”. Проведем расчет контактных напряжений, текущей равнодействующей сил Q_x^* и определим ее среднее значение Q_{cp}^* для трех случаев прокатки с углами захвата близкими к тем, которые выше указаны. Результаты вычислений приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Параметры процесса при прокатке в условиях близких к предельным

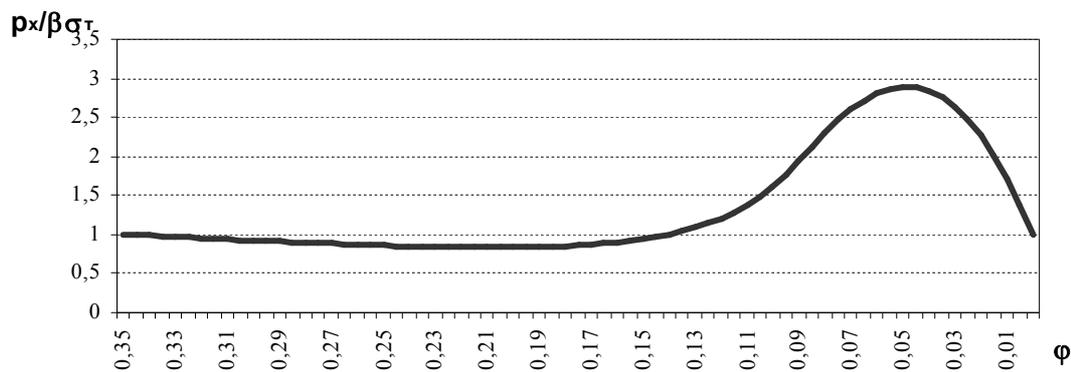
| α_y , рад | γ рад | Q_{cp}^* | S , % |
|------------------|--------------|------------|---------|
| 0,33 | 0,0414 | 0,0251 | 15,2 |
| 0,35 | 0,0402 | 0,0017 | 14,3 |
| 0,36 | 0,039 | -0,0032 | 13,4 |

Как следует из табл. 1, нулевое значение Q_{cp}^* находится в промежутке между углами захвата 0,35 и 0,36 рад. Причем процесс прокатки прерывается при опережении, близком к 13...14%. Опережение определяли по известной формуле Головина-Дрездена. Следовательно, опытные данные А.П. Грудева и результаты расчета предельных условий прокатки по предложенной методике в значительной мере совпадают. Аналогичное сравнение проведено и с опытными данными [6], которое также показало соответствие результатов расчета и опытов.

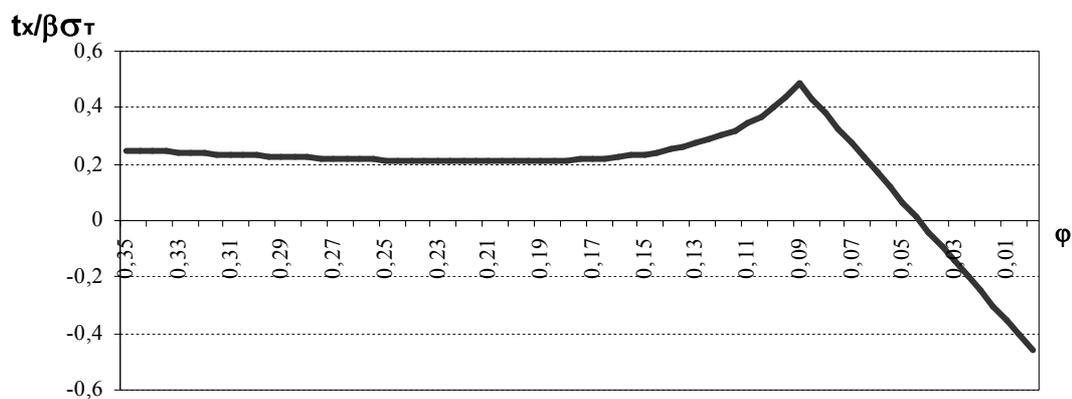
Для угла захвата $\alpha_y = 0,35$ рад. на графиках рис. 2 приведено распределение контактных напряжений и текущей равнодействующей горизонтальных сил в очаге деформации. Как видно, на определенном участке очага деформации, ближе ко входу металла в валки, отношение $\frac{P_x}{\beta\sigma_T}$ меньше единицы, что связано с действием сравнительно небольших

продольных растягивающих напряжений σ_x . Имеется достаточно развитая зона опережения с углом нейтрального сечения $\gamma = 0,0402$ рад и опережением $S = 14,3\%$. Анализируя изменение текущей равнодействующей Q_x^* в очаге деформации, можно заключить, что условия прокатки весьма близки к предельным, т.к. площади под отрицательным и положительным значениями силы Q_x^* почти равны и сила Q_{cp}^* практически равна нулю. Заметим, что в данных условиях прокатки пластического растяжения полосы в очаге деформации не может быть. Пробуксовка возникнет исключительно по причине того, что сила Q_{cp}^* становится отрицательной.

Давление



Удельная сила трения



Текущая втягивающая сила



Рисунок 2 – Контактные напряжения и текущая результирующая горизонтальных сил при прокатке с $\alpha_y = 0,35 \text{ рад}$ и $f_y = 0,25$

Обратим внимание на то, что средняя результирующая горизонтальных сил Q_{cp}^* никакими внешними силами в очаге деформации не уравновешена. По-видимому она связана с пластической деформацией и ускорением частиц металла в зоне контакта полосы с валками, что согласуется со вторым законом Ньютона. Покажем, что это предположение является реальным при анализе захватывающей способности валков и силового взаимодействия в очаге деформации. Для этого воспользуемся теоремой об изменении количества движения механической системы [7].

Пусть в качестве механической системы выбрана совокупность частиц прокатываемой полосы, одновременно образующих очаг деформации. Тогда изменение количества движения системы в интегральной форме от момента входа полосы в очаг деформации до момента выхода ее из валков можно записать

$$M \cdot \Delta v_x = \sum_k \int F_{kx}^e dt, \quad (6)$$

где M – масса частиц системы;

$\Delta v_x = v_1 - v_0$ – изменение продольной составляющей скорости центра масс системы;

$\sum_k \int F_{kx}^e dt$ – сумма импульсов действующих внешних сил в проекции на ось прокатки.

С учетом введенных обозначений

$$\sum_k \int F_{kx}^e dt = A \cdot Q_{cp}^* \frac{\alpha_y}{w}, \quad (7)$$

где w – угловая скорость валков;

A – коэффициент пропорциональности.

Из выражения (6) с учетом (7) имеем:

$$Q_{cp}^* = \frac{M \cdot \Delta v_x}{A \cdot \alpha_y}. \quad (8)$$

Очевидно, что $\text{sign}(Q_{cp}^*) = \text{sign}(\Delta v_x)$.

При устойчивом процессе прокатки Δv_x положительно, откуда следует, что $Q_{cp}^* > 0$; прокатка невозможна при Δv_x отрицательном, а следовательно $Q_{cp}^* < 0$. Тогда предельным условием прокатки должно быть $Q_{cp}^* = 0$.

Таким образом, для оценки предельных условий захвата в установившемся процессе необходимо соблюдать два условия: с одной стороны должен соблюдаться баланс горизонтальных сил на выходе из очага деформации, с другой – средняя результирующая этих сил Q_{cp}^* должна быть не меньше нулевого значения.

С использованием предложенной методики оценки предельного угла захвата в установившемся режиме α_y^{\max} была получена зависимость отношения $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{cp}}$ (f_{cp} – средний по очагу деформации коэффициент трения как отношение площадей эпюр удельных сил трения и нормального давления при принятой модели трения) от конечной толщины полосы h_1 .

Как видно на рис.3, с увеличением h_1 это отношение уменьшается и при прокатке металла конечной толщиной 50...100 мм оно приближается к 1,5. В значительной мере результаты расчета совпадают с опытными данными работы [8].

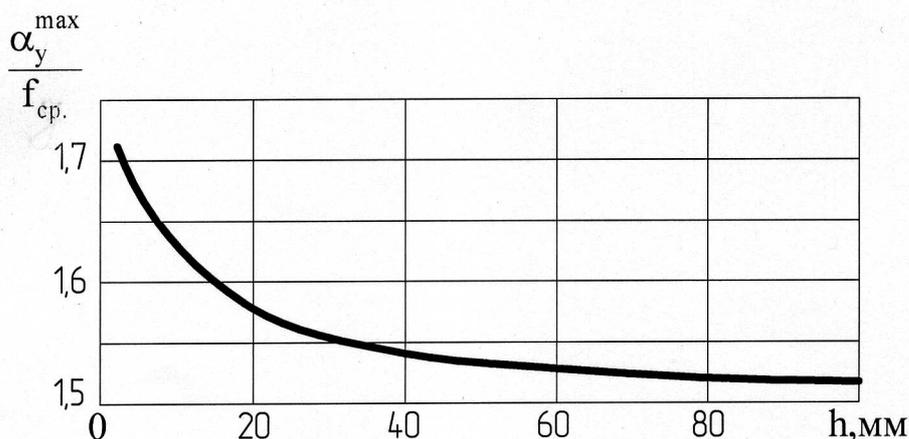


Рисунок 3 – Зависимость отношения $\frac{\alpha^{\max}}{f_{\text{ср}}}$ конечной толщины

Выводы. Разработана методика определения предельных углов захвата в установившемся процессе прокатки. Показано, что и теоретически процесс может прерываться при значительном опережении без растяжения полосы в очаге деформации. При кулоновской модели трения процесс прокатки невозможен при однозонном скольжении металла в валках. При прокатке высоких полос отношение $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y}$ приближается к

1,5. С помощью теоремы об изменении количества движения механической системы показано, что для обеспечения устойчивого процесса простой прокатки без частичных пробуксовок в очаге деформации должна действовать средняя результирующая горизонтальных сил в направлении движения полосы. При нулевом значении этой силы наступают предельные условия прокатки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бахтинов Б.П. Использование резервных сил трения при прокатке на блюминге//Сталь, 1957, №9. – С.805-809.
2. Бахтинов Б.П. О максимальных углах захвата при прокатке//Сталь, 1959, №5. – С.445-446.
3. Грудев А.П. Захватывающая способность прокатных валков. – М.: СП Интермет Инжиниринг. – 1998. – 283с.
4. Целиков А.И. Теория расчета усилий в прокатных станах. – М.: Metallurgizdat, 1962. – 494с.
5. Выдрин В.Н. Динамика прокатных станов. – Свердловск: Metallurgizdat, 1960. – 255с.
6. Гончаров Ю.В., Прокофьев В.И. Исследование экспериментальных методов определения коэффициентов внешнего трения при прокатке// Обработка металлов давлением: Науч. тр. ДМетИ. Т. 49. – М.:Металлургия, 1965. – С.238-255.
7. Тарг С.М. Краткий курс теоретической механики. – М.: Высшая школа, 1986. – 416с.
8. Чекмарев А.П., Прокофьев В.И., Галицкий В.П., Гончаров Ю.В., Клименко П.Л. Экспериментальное исследование максимальных углов захвата в установившемся процессе прокатки// Обработка металлов давлением: Науч. тр. ДМетИ. Т. 52. – М.:Металлургия, 1967. – С.79-88.

Днепродзержинский государственный технический университет

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВЫТЯЖНОЙ СПОСОБНОСТИ КАЛИБРОВ

У статті представлено геометричний аналіз витяжної здатності калібрів з використанням коефіцієнтів деформації й заповнення описаного прямокутного перетину.

В статье представлен геометрический анализ вытяжной способности калибров с использованием коэффициентов деформации и заполнения описанного прямоугольного сечения.

In article the geometrical analysis of exhaust ability of calibers with use of factors of deformation and filling of the described rectangular section is presented.

Введение. Калибровка валков включает выбор схемы прокатки и расчет параметров калибров в соответствии с принятой схемой. При сравнении схем прокатки, в особенности для черновых групп стана, существенное значение имеет учет вытяжной способности и калибров, которая определяется по формуле:

$$\lambda_{\Sigma} = \prod_{i=1} \lambda_i, \quad (1)$$

где λ_{Σ} – суммарная вытяжка;

λ_i – вытяжка в проходе;

i – номер прохода.

Наибольшее распространение получил подход, при котором для всей группы или каждого калибра в отдельности вытяжная способность определяется по номограммам, полученным эмпирически или расчетным путем [1, 2].

Представляется целесообразным геометрически проанализировать различия в интенсивности вытяжки в различных калибрах.

Постановка задачи. В качестве базы для сравнения выбирается случай прокатки полосы на гладких валках, наиболее изученный в теории прокатки [3]. Формоизменение полосы описывается с помощью коэффициентов деформации

$\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}$; $\beta = \frac{b_1}{b_0}$ и $\lambda = \frac{l_1}{l_0}$, где h_0, b_0, l_0 – начальные, h_1, b_1, l_1 – конечные размеры. Ко-

эффициенты деформации связаны между собой законом постоянства объема.

Следуя рекомендациям [4], вводятся коэффициенты заполнения описанных около сечений прямоугольников до и после прокатки k_0 и k_1 . Формулировка закона постоянства объема примет вид:

$$\lambda \cdot \beta \cdot \eta = \frac{k_0}{k_1} = K. \quad (2)$$

В простом случае прокатки $K=1$ ($k_0=k_1=1$). Вследствие неоднородности деформаций (обжатий) $K < > 1$. Например, при плющении круглого профиля $k_0 = \pi/4 \approx 0,785$, $k_1 \approx 1$ и $K \approx 0,8$ (< 1), а при прокатке по схеме прямоугольник-овал ($k_0 \approx 1$, $k_1 \approx 0,7$) $K \approx 1,4$ (> 1). Однако следует отметить, что коэффициенты k_i ($i = 0,1$) мало изменяются при незначительном изменении заполнения калибра, поэтому коэффициент

K можно рекомендовать для качественной оценки степени утяжки или вынужденного уширения.

Результаты решения. Пусть контур верхней части профиля описывается функцией $y = F_{1i}(x)$, а нижней части – функцией $y = F_{2i}(x)$ (рис.1). Площадь сечения

$$S_i = \int_0^{b_i} [F_{1i}(x) - F_{2i}(x)] dx.$$

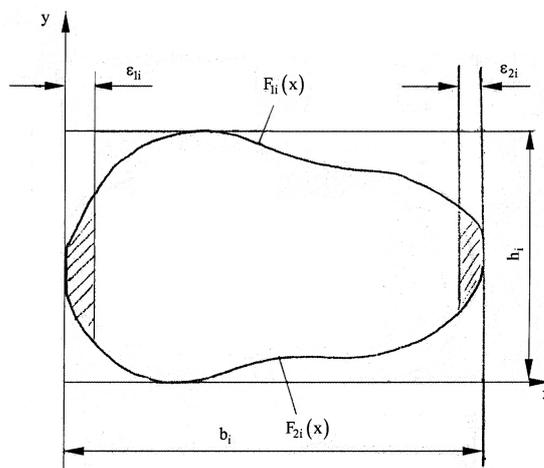


Рисунок 1 – Модель изменения заполнения калибра

При изменении заполнения калибра по ширине на величину ϵ_{1i} (слева) и ϵ_{2i} (справа) площадь сечения

$$S_i^* = \int_{\epsilon_{1i}}^{b_i - \epsilon_{2i}} [F_{1i}(x) - F_{2i}(x)] dx.$$

Исходный коэффициент заполнения прямоугольника

$$k_i = \frac{\int_0^{b_i} [F_{1i}(x) - F_{2i}(x)] dx}{h_i b_i}.$$

При изменении заполнения калибра значение коэффициента

$$k_i^* = \frac{\int_{\epsilon_{1i}}^{b_i - \epsilon_{2i}} [F_{1i}(x) - F_{2i}(x)] dx}{h_i (b_i - \epsilon_{1i} - \epsilon_{2i})}.$$

Более детально

$$\frac{\int_{\epsilon_{1i}}^{b_i - \epsilon_{2i}} [F_{1i}(x) - F_{2i}(x)] dx}{h_i (b_i - \epsilon_{1i} - \epsilon_{2i})} = \frac{\int_0^{b_i} [F_{1i}(x) - F_{2i}(x)] dx - \int_0^{\epsilon_{1i}} [F_{1i}(x) - F_{2i}(x)] dx - \int_{b_i - \epsilon_{2i}}^{b_i} [F_{1i}(x) - F_{2i}(x)] dx}{h_i b_i \left(1 - \frac{\epsilon_{1i}}{b_i} - \frac{\epsilon_{2i}}{b_i}\right)}.$$

С помощью теоремы о среднем значении

$$k_i^* = k_i \left[1 + \alpha_{1i} \frac{\epsilon_{1i}}{b_i} + \alpha_{2i} \frac{\epsilon_{2i}}{b_i}\right], \quad (3)$$

где $\alpha_{1i}, \alpha_{2i} = O(1), \frac{\epsilon_{1i}}{b_i}, \frac{\epsilon_{2i}}{b_i} \ll 1$.

Следовательно, k_i и k_i^* , а также K_i , K^* различаются незначительно и изменяются в зависимости от заполнения калибра.

При одинаковых коэффициентах обжатия ($\eta = \eta'$) для двух различных калибров с использованием (1) имеем

$$\lambda' = \lambda \frac{\beta}{\beta'} \cdot \frac{K'}{K}, \quad (4)$$

где λ, λ' – коэффициенты вытяжки в сравниваемых калибрах;

β, β' – коэффициенты уширения в этих калибрах;

K, K' – коэффициенты соответствия форм начального и конечного сечений полосы в калибрах.

Полученная формула используется эвристически. Например, исследование формоизменения при прокатке большого количества фасонных профилей рациональнее производить по группам с выделением базового профиля (калибра). Это позволяет осуществить декомпозицию планов экспериментов со значительным уменьшением их количества [5]. Так, имея зависимость $\lambda = \lambda(m_1, m_2, \dots, m_p)$ для базового калибра, для любого другого из выделенной группы калибра зависимость $\lambda' = \lambda'(n_1, n_2, \dots, n_z)$ при условиях $m_1 = n_1, m_2 = n_2, \dots, m_p = n_p$ определяется по результатам исследования зависимости $f = f(n_{p+1}, n_{p+2}, \dots, n) = \frac{\beta K'}{\beta' K}$, т.е. при уменьшении числа факторов на p единиц изменением от Z до $Z-p$.

Рассмотрим пример конкретного применения декомпозиционного планирования. Для ряда профилей, прокатываемых из-за конструктивных особенностей специализированных станков из заготовок круглого поперечного сечения, основными факторами, определяющими деформацию в подготовительных калибрах, являются коэффициент обжатия $m_1 = d/H_1$, приведенный диаметр валков $m_2 = D_{cp}/d$ и показатель трения $m_3 = \varphi = \tau_3/\tau_0$ (где d – диаметр заготовки. H_1 – характерная толщина профиля, D_{cp} – средний диаметр валков, τ_3 – напряжение трения, τ_0 – предел текучести на сдвиг). Поэтому в качестве базового объекта принята прокатка заготовки круглого поперечного сечения на гладких валках, а в качестве теоретической основы – закономерности, найденные при решении задачи с помощью вариационных принципов теории пластичности.

По результатам теоретического решения на основе использования вариационных принципов теории пластичности для описания формоизменения исходного круга в полосу со скрученными гранями (плющение) рекомендованы расчетные формулы

$$\left. \begin{aligned} \ln \lambda_y &= (1,3842 - 0,6487 \cdot 10^{-2} m_2 - 1,3345 m_3) \ln m_1; \\ \beta_y &= 0,7854 m_1 / \lambda_y + 0,2146 / m_1, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где λ_y и β_y – коэффициенты вытяжки и уширения при прокатке по схеме круг – гладкие валки, базовые факторы изменяются в пределах $1,1 \leq m_1 \leq 3,0$; $5,0 \leq m_2 \leq 30,0$; $0,6 \leq m_3 \leq 0,9$.

Корректирующие множители, адаптирующие модель формоизменения (5) при декомпозиции планов экспериментов при прокатке Т- и П-образных профилей из круга (рис.2), получены как уравнения регрессий по факторам формы для каждого из калибров. Для Т-образных профилей в качестве факторов, дополняющих базовую модель, использовались параметры $m_4 = h_1/H_1$ и $m_5 = B_1/H_1$ (рис.2). Экспериментальные данные

получены при горячей прокатке образцов, изготовленных из стали 20 на полупромышленном стане 280 со скоростью 0,5...1,5 м/с. В результате проведения и обработки данных полного факторного эксперимента найдены как функции отклика корректирующие множители $k_\lambda = (\ln\lambda)/(\ln\lambda_y)$ и $k_\beta = (\ln\beta)/(\ln\beta_y)$. С их помощью определена модель формоизменения профиля круглого сечения в Т-образный в виде

$$\left. \begin{aligned} \ln\lambda &= (3,275 - 3,787m_4 - 1,129m_5 + 2,088m_4m_5) \cdot \ln\lambda_y \\ \ln\beta &= (4,978 - 5,496m_4 - 1,755m_5 + 2,572m_4m_5) \cdot \ln\beta_y \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где λ и β – коэффициенты вытяжки и уширения при прокатке Т-образного профиля.

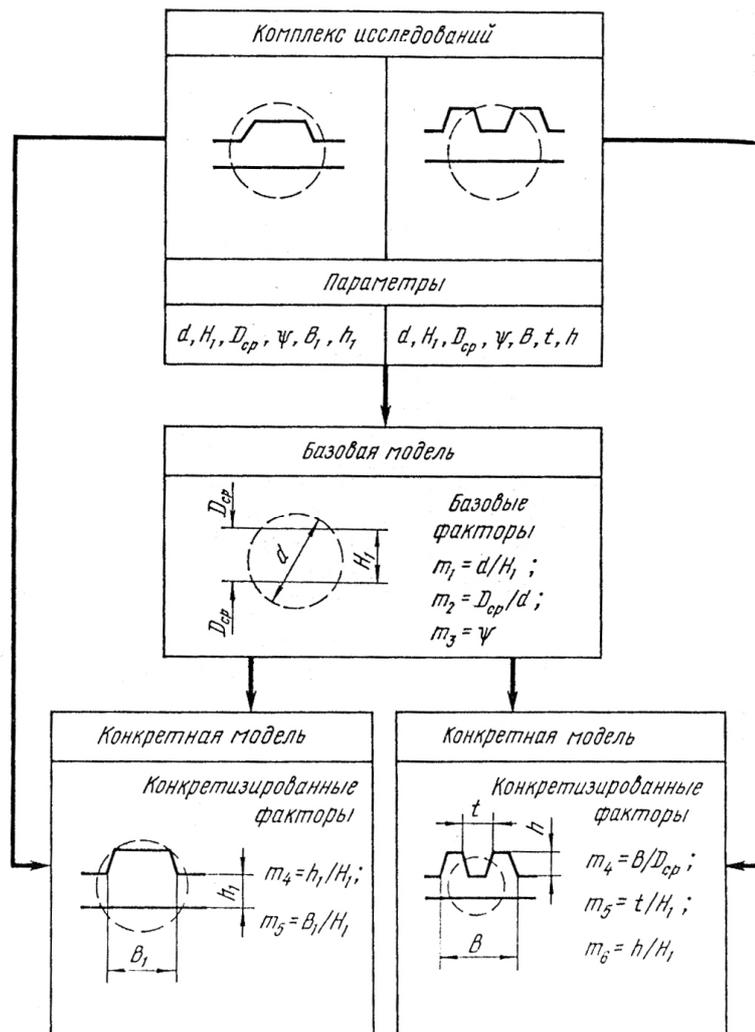


Рисунок 2 – Схема декомпозиционного моделирования

Для П-образных профилей параметры $m_4 = B/D_{cp}$, $m_5 = t / H_1$ и $m_6 = h / H_1$ дополнили системы критериев геометрического подобия. При статистической обработке найдены корректирующие множители k_λ и k_β , экспериментальные данные заимствованы из работы [6]. Затем определена математическая модель формоизменения профиля круглого поперечного сечения в П-образный

$$\left. \begin{aligned} \ln\lambda' &= (1,206 - 2,340m_4 - 0,1116/m_5 - 0,1094m_6) \ln\lambda; \\ \ln\beta' &= (0,9121 - 4,821m_4 - 0,1120/m_5 - 0,4332m_6) \ln\beta; \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

здесь λ' и β' – коэффициенты вытяжки и уширения при прокатке П-образного профиля.

Адекватность моделей (6), (7) оценена с помощью критерия Фишера. Расчетное значение критерия определяется соотношением $F = S_{ад}^2 / S_{(y)}^2$, где $S_{ад}^2$ и $S_{(y)}^2$ – дисперсии адекватности и воспроизводимости. Дисперсия адекватности определена при сопоставлении выборочных опытных значений $\lambda_{оп}$ и соответствующих расчетных λ_p . При определении $S_{(y)}^2$ проверили и использовали нормальность закона распределения погрешности расчета коэффициента вытяжки.

По рекомендациям [7] допустимая погрешность $\delta\lambda = \left| \frac{\lambda_p - \lambda_{оп}}{\lambda_p} \right|$ для мелкосортных станов составляет 0,06...0,09. При доверительной вероятности $p = 0,95$ имеем $\delta\lambda = 1,96\sigma$, где σ – среднее квадратичное отклонение (для генеральной совокупности $\sigma = S_{(y)}$). При сопоставлении величин λ_p и $\lambda_{оп}$ для Т-образных профилей табличное значение $F_{(0,05,8,\infty)}^T$ составляет 1,938, расчетное значение будет $F = 0,6112$. Для выборки П-образных профилей $F_{(0,05,11,\infty)}^T = 1,791$, $F = 1,080$. Так как неравенства $F < F^T$ выполняются, то модели адекватны.

Выводы. Вытяжная способность отдельного калибра и всей принятой системы калибров определяется, кроме величины обжатия (Δh или η), коэффициентом $K = k_0/k_1$ соответствия формы начального и конечного сечений полосы, который мало зависит от незаполнения (или переполнения) калибра. Получена линейная зависимость (3) коэффициента K от степени заполнения калибра.

При исследовании вытяжной способности систем калибров целесообразно разделить их на группы с выделением базового калибра и применить декомпозицию планов экспериментов, значительно сократив при этом число опытов. Оценки погрешности результатов, определяющие адекватность полученных моделей, подтверждают их эффективность.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чекмарев А.П., Мутьев М.С., Машковцев Р.А. Калибровка прокатных валков. – М.: Металлургия, 1971. – 512с.
2. Смирнов В.К., Шилов В.А., Инатович Ю.В. Калибровка прокатных валков. – М.: Металлургия, 1987. – 368с.
3. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 320с.
4. Мастеров В.А., Берковский В.С. Теория пластической деформации и обработка металлов давлением. – М.: Металлургия, 1989. – 400с.
5. Коковихин Ю.И., Никулин А.В. Декомпозиция планов многофакторных экспериментов. – Известия вузов. Черная металлургия. – 1991. – №4. – С.26-29.
6. Есипов В.Д., Капелюшный В.П., Малюк В.В. Формоизменение металла в открытых разрезных калибрах П-образной формы. – Днепродзержинск, 1984.-10с. – Деп. в УкрНИИНТИ 03.12.84, №2009.
7. Берковский В.С., Жадан В.Т., Тиц М.Ю. и др. Пластическая деформация металлов и сплавов/ Сб. науч. трудов /МИСиС/. – М.: Металлургия, 1982. Вып.140. – С.140-144.

Дніпродзержинський державний технічний університет

ВИКОРИСТАННЯ АСИМЕТРИЧНОГО МАГНІТНОГО ПОЛЯ ДЛЯ КЕРУВАННЯ ФОРМОЮ ПРОПЛАВЛЕННЯ ОСНОВНОГО МЕТАЛУ

Виконано аналіз результатів експериментальних досліджень сторонніх магнітних полів, що накладаються на зварювальну дугу. Показано перспективність використання асиметричного магнітного поля для керування геометричними параметрами валику, що наплавляється. Визначені та запропоновані аналітичні залежності, які спрощують процес призначення режимів наплавлення для тіл обертання малого та середнього діаметру.

Выполнен анализ результатов экспериментальных исследований внешних магнитных полей, воздействующих на сварочную дугу. Показана перспективность использования асимметричного магнитного поля для управления геометрическими параметрами наплаваемого валика. Определены и предложены аналитические зависимости, которые упрощают процесс назначения режимов наплавки для тел вращения малого и среднего диаметра.

The analysis of results of experimental researches of the external magnetic fields of affecting a welding arc is implemented in the article. Perspective of the use of the asymmetric magnetic field for the management by the geometrical parameters of welding roller is shown. Analytical dependences which simplify the process of setting of the regimes of welding for the bodies of rotation of small and middle diameter are definite and offered.

Вступ. Рациональні розміри валика в значній мірі визначають продуктивність наплавлення. Від розмірів валика також залежать чистота наплавленої поверхні і величина припуску на наступну механічну обробку. Крім того, при наплавленні легованими сталями на середньовуглецеву сталь від розмірів валика залежать структура, механічні властивості наплавленого шару та працездатність виробу в цілому. При дугових процесах зварювання і наплавлення у випадку плавкого електроду регулювання головного вектору діючих сил може бути досягнуто зміною кута нахилу поверхні наплавлення або електроду, величиною вильоту електроду, інших параметрів режиму, а також за рахунок керування стороннім магнітним полем.

Аналіз опублікованих робіт в даному напрямку [1,2,3] дозволив виділити основні ознаки, за якими відрізняють вживані електромагнітні поля. Основними з них є напрям вектора керівного магнітного поля (КМП) по відношенню до об'єкту дії. За цими ознаками КМП розділяють на аксіальні (поздовжні) і радіальні (поперечні). У перших вектор індукції паралельний, у других – перпендикулярний осі електроду. Додатковими, не менше важливими відмінними ознаками зазначених двох груп КМП, є їх частотні й амплітудні характеристики.

КМП з аксіальними векторними характеристиками частіше використовують у випадках, коли об'єктом дії є зварювальна ванна і масоперенос електродного металу. Радіальні КМП застосовують у випадках, коли об'єктом дії є дуга як джерело нагріву [4]. Окремо слід виділити технології, засновані на використанні комбінованих КМП. Їх суть полягає в одночасній або почерговій генерації в зоні наплавлення магнітних полів

з різними характеристиками [5]. Технологічне застосування аксіальних, радіальних або комбінованих УМП визначається вибором об'єкту дії.

Постановка задачі. Об'єктом дослідження є процеси формоутворення валиків під дією керуючих магнітних полів асиметричної спрямованості.

Метою дослідження є з'ясування можливості та розробка технології використання асиметричного магнітного поля для керування формою проплавлення основного металу під час наплавлення на циліндричні поверхні малого та середнього діаметру, а також складання принципової схеми пристрою для введення керуючих магнітних полів.

У даній роботі авторами розглянута можливість підвищення продуктивності та якості наплавлення через керування формою проплавлення основного металу.

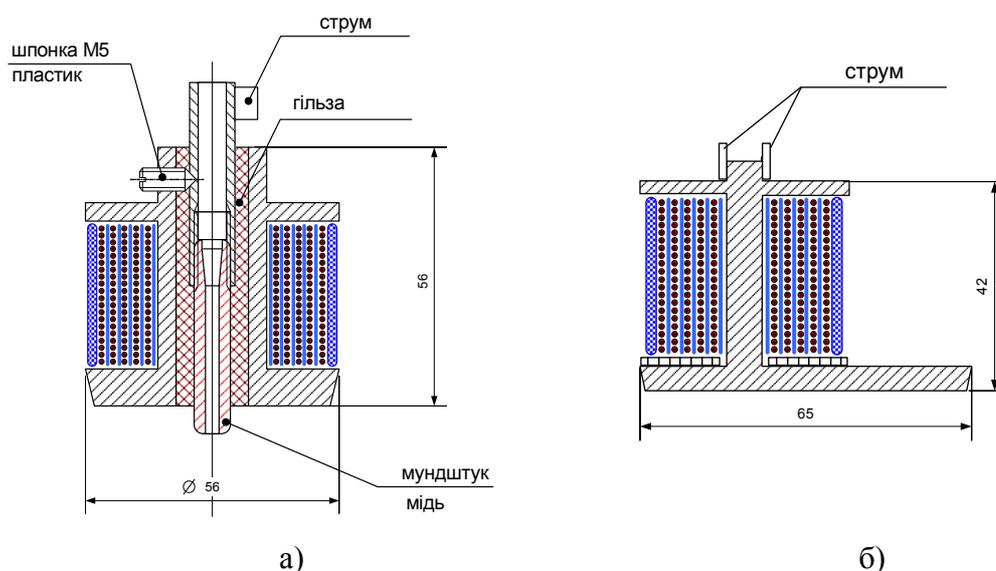
Підвищити продуктивність наплавлення можна різними способами, одним з яких є збільшення ширини e та висоти g напавленого валика за рахунок зменшення глибини проплавлення h . Загальноприйнятими показниками, що характеризують проплавлення, є коефіцієнти форми валика $\psi_g = e/g$ та форми проплавлення $\psi_h = e/h$.

Результати роботи. Основною специфічною задачею проектування режимів наплавлення є зменшення долі участі основного металу в шві. Цього можна досягти за рахунок керування головним вектором сил, що діють на зварювальну ванну.

З метою визначення меж впливу кожного із змінних параметрів було змодельоване контрольне наплавлення для отримання валика без ознак будь-яких дефектів. Наплавлення було відпрацьовано без участі магнітних полів.

Наплавлення проводилось постійним струмом зворотної полярності на товстостінну трубу діаметром 450 мм дротом ЗСв-08А під флюсом АН-348А. Параметри режиму наплавлення змінювали в межах: струм наплавлення I_n 320...400А, напруга на дузі U_d 30...36В, швидкість наплавлення $V_n = 36$ м/год.

В досліді запропоновано використання двох насадок, що виконані у вигляді соленоїдів, причому положення однієї з них може змінюватись в поздовжньому напрямі. Асиметричного двокоординатного сканування дуги домагались шляхом комбінування дії магнітних полів від двох насадок одночасно.

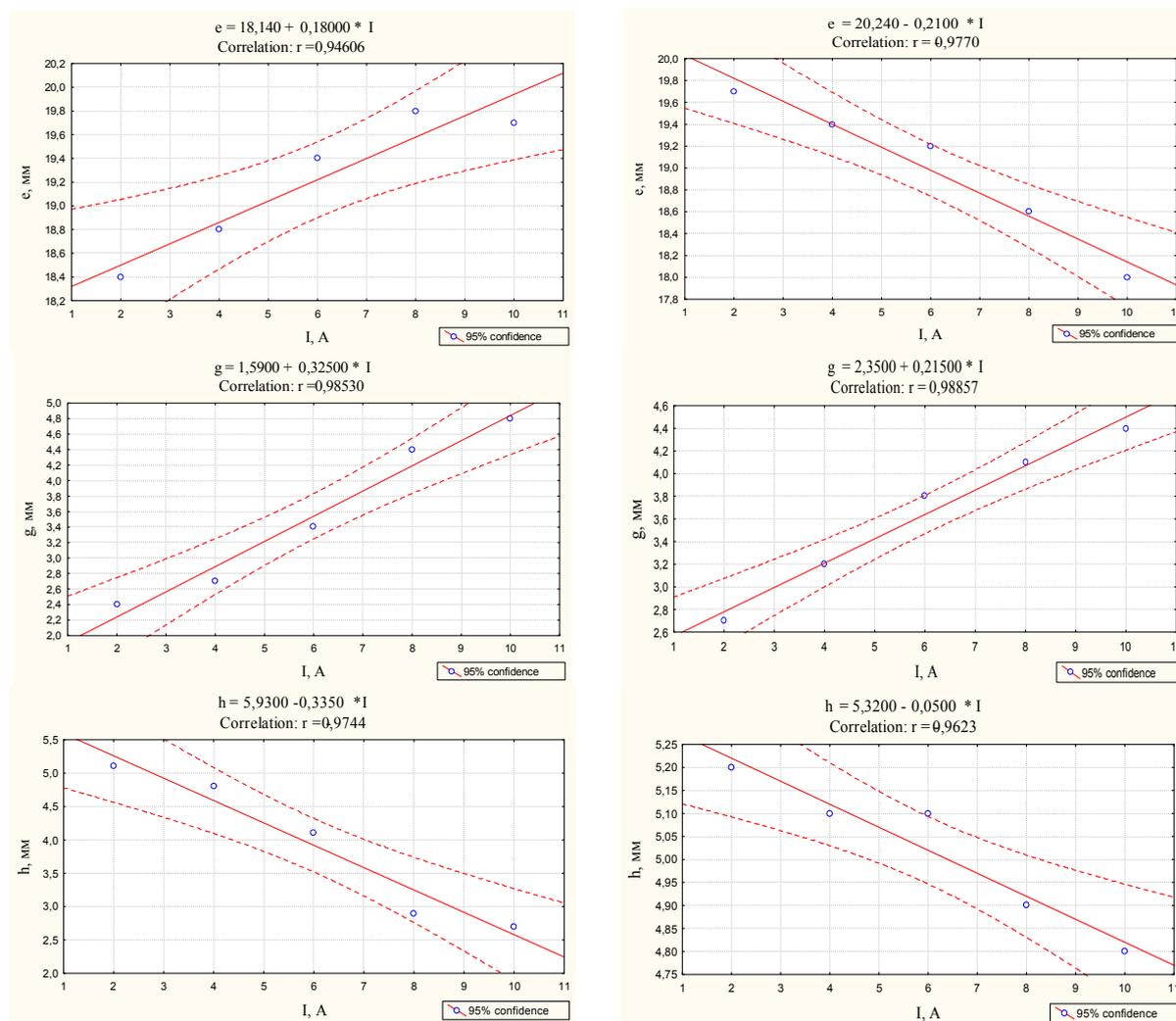


а) котушка з циліндричним осердям; б) котушка з г-подібним осердям

Рисунок 1 – Схема приладів для створення КМП

Котушку, що забезпечує аксіальну складову магнітного поля, кріпили на пальник таким чином, щоб мундштук та електродний дріт, який проходить через нього, слугували додатковим феромагнітним внутрішнім осердям. Положення котушки фіксували відносно пальника для забезпечення вильоту дроту не менше 30 мм. Другу котушку, що слугувала для введення радіальної складової поля, кріпили за пальником на відстані 25...60 мм від осі електрода. Ця котушка в поєднанні з першою повинна була забезпечувати асиметрію керуючого магнітного поля. Конструктивні схеми пристроїв введення керуючих полів наведено на рис. 1.

Дослідження проводили у три етапи. На першому етапі досліджувався вплив лише аксіальних КМП на геометричні параметри наплавленого валика. На другому – вплив радіальних КМП. Підбором струмів в магнітних котушках досягались зміни форми ванни і характер проплавлення основи. Живлення котушок в ході відпрацювання здійснювали змінним або постійним струмами.



постійний струм

змінний струм

Рисунок 2 – Графіки залежності геометричних параметрів валика від сили струму індукції на котушці з циліндричним осердям

Обробку даних, які характеризують зміни досліджуваних параметрів в залежності від сили струму в обмотках соленоїдів проводили в середовищі програмного пакету

«STATISTIKA». На основі попереднього аналізу експериментальних даних в якості емпіричної формули, яка визначає кореляційний зв'язок між досліджуваними величинами було прийнято лінійну залежність. Результати обробки результатів першого та другого етапів наведено нижче.

Аналіз залежностей показав, що для отримання найліпших показників від асиметричного двокоординатного сканування дуги доцільно використання постійного струму для даного типу приладу, що і було підтверджено експериментально на третьому етапі (рис.4).

У випадку використання послідовного з'єднання обох котушок та при перерахунку геометричних параметрів валика на коефіцієнти ψ_n та ψ_e аналітичні залежності приймуть вигляд:

$$\psi_n = 2,9499 \cdot e^{0,2367 \cdot I};$$

$$\psi_e = 8,0787 - 2,5346 \cdot \lg I.$$

Відповідність розрахункових даних експериментальним наведено на рис.5.

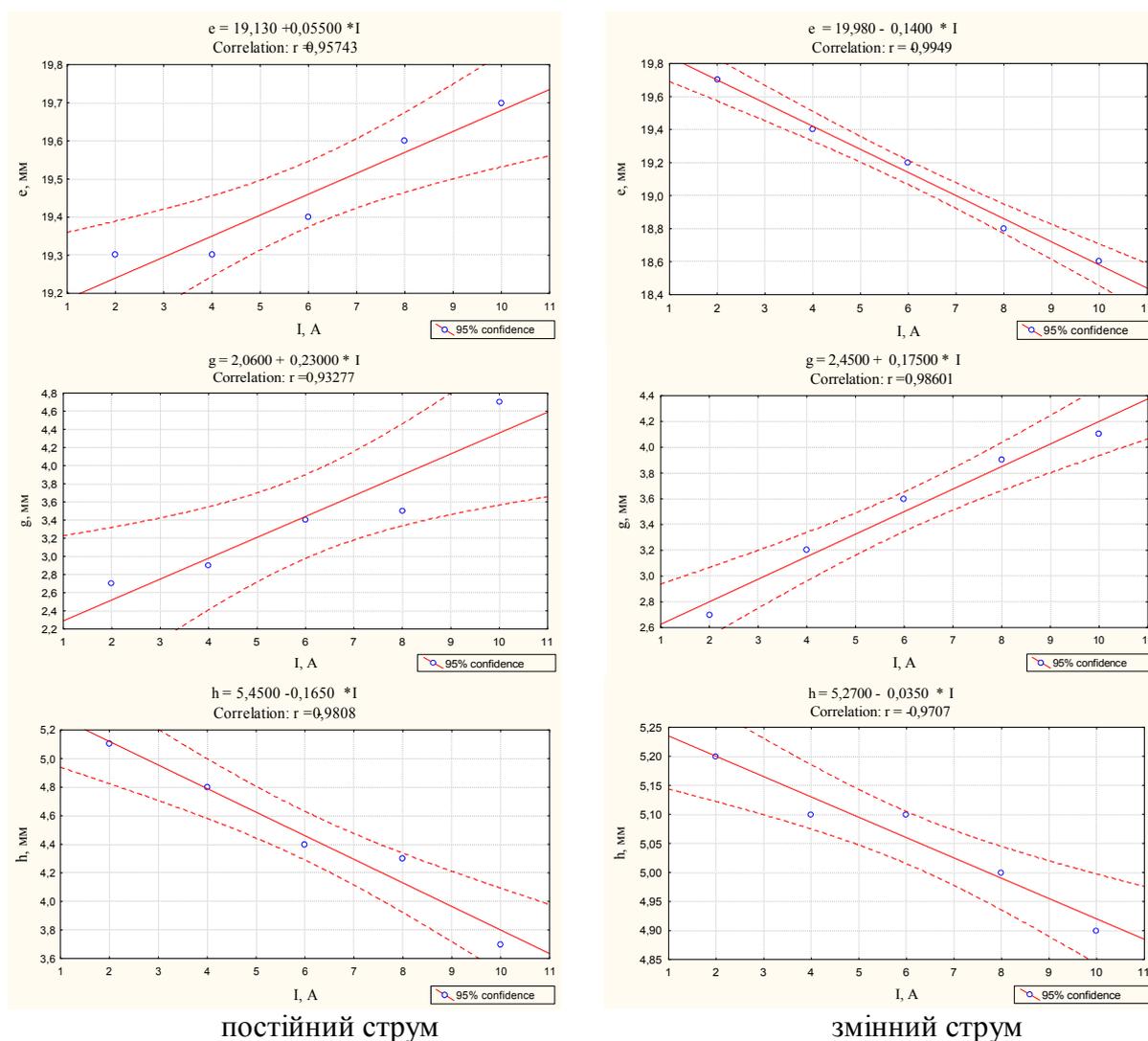


Рисунок 3 – Графіки залежності геометричних параметрів валика від сили струму індукції на котушці з г-подібним осердям

У випадку використання незалежного живлення котушок та при перерахунку геометричних параметрів валика на коефіцієнти ψ_n та ψ_e аналітичні залежності приймуть вигляд:

$$\psi_{\dot{I}} = 3,038 + 0,86006\sqrt{^2\dot{A} \cdot ^2D}; \quad \psi_{\dot{a}} = 7,8328 - 0,1922\sqrt{^2\dot{A} \cdot ^2D},$$

де I_A, I_P – відповідно струм в котушках аксіальної та радіальної складової КМП.

Слід зазначити, що із збільшенням ψ_e зменшується припуск на механічну обробку для отримання «чистої» наплавленої поверхні. Коефіцієнт ψ_n впливає на стійкість металу шва проти утворення кристалізаційних тріщин. Підвищення коефіцієнту форми проплавлення з 1,3 до 7,0 істотно знижує імовірність їх виникнення [6]. Тому оптимальним слід визначити струм обмоток рівний 6А.

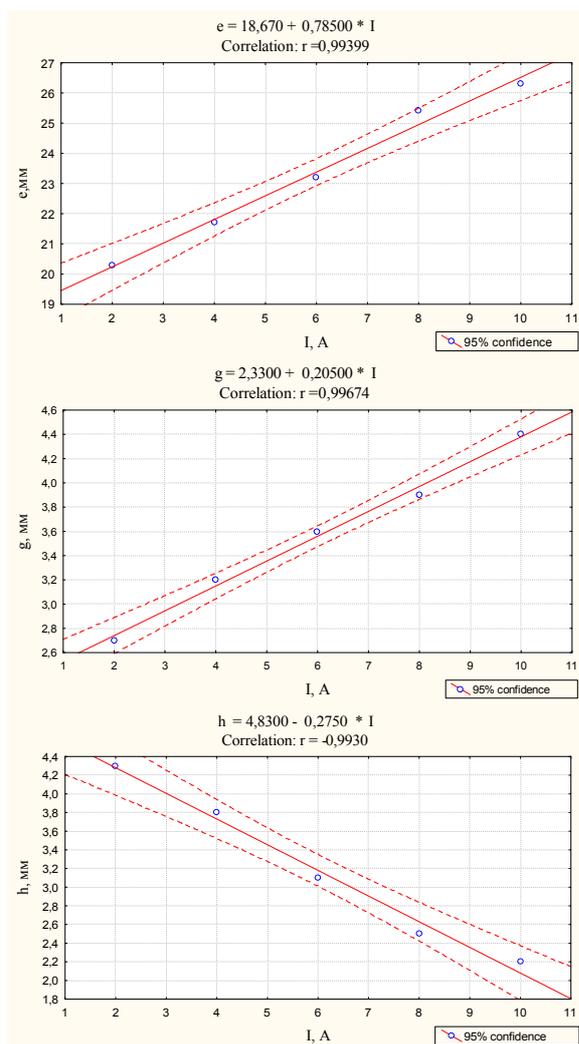
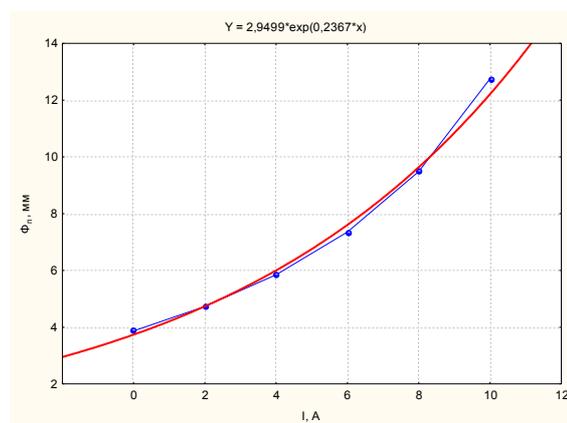
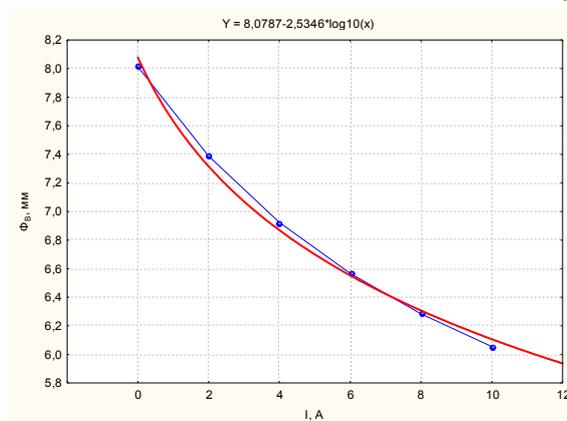


Рисунок 4 – Графіки залежності геометричних параметрів валика від сили струму індукції в обох котушках



а)



б)

Рисунок 5 – Графіки залежності коефіцієнтів форми проплавлення (а) та форми валика (б) від сили струму індукції в обох котушках

Висновки. При збільшенні струму керуючого магнітного поля висота валика збільшується, а глибина проплавлення зменшується при живленні котушок як змінним так і постійним струмом. Ширина валика збільшується за умов живлення котушок постійним струмом та зменшується за умов їх живлення змінним струмом. Також з отриманих залежностей видно, що на постійному струмі результати зміни розмірів валиків

швів більш суттєві, порівняно з змінним струмом. При цьому вплив магнітного поля від котушки з циліндричним осердям є більшим, ніж від котушки з г-подібним осердям.

Найкращі результати були отримані при досягненні асиметрії магнітного поля, тобто при використанні обох котушок одночасно. В цьому випадку на постійному струмі, що вибраний як оптимальний, було отримано збільшення ширини валика на 25%, збільшення висоти на 45% при одночасному зменшенні глибини проплавлення більш ніж удвічі.

За результатами проведених досліджень розроблено пристрій для введення асиметричного магнітного поля; розроблено рекомендації щодо використання асиметричного магнітного поля для керування розмірами валиків під час електродугового наплавлення під шаром флюсу; визначені та запропоновані аналітичні залежності, які спрощують процес призначення режимів наплавлення для тіл обертання малого та середнього діаметру.

ЛІТЕРАТУРА

1. Гаген Ю.Г., Таран В. Сварка магнитоуправляемой дугой. – М.: Машиностроение, 1970. – 160с.
2. Моравецкий С.И., Паршенков Н.А., Сокирко В.А. Особенности электромагнитных воздействий на металлы и их сварные соединения// Автомат. сварка. – 2007. – №6. – С.20-25.
3. Размышляев А.Д., Дели А.А., Миронова М.В. Влияние продольного магнитного поля на производительность расплавления проволоки при электродуговой наплавке под флюсом// Там же. – С.31-35.
4. Шаферовский В.А. Влияние аксиального магнитного поля на проплавляющую способность дуги при сварке толстолистовой стали с программированием режима// Там же. – 1996. – №8. – С.20-24.
5. Рыжов Р.Н., Кузнецов В.Д. Внешние электромагнитные воздействия в процессах дуговой сварки и наплавки// Там же. – 2006. – №10. – С.36-44.
6. Спиридонов А.А. Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов. – М.: Машиностроение, 1981. – 184с.