

ЭНЕРГЕТИКА МЕТАЛЛУРГИИ, ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ

УДК 621.74:669.046

DOI:10.18503/1995-2732-2016-14-4-85-95

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ВОЗДЕЙСТВИЯ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИХ СИЛ ДУГИ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА НА СТАЛЬ В ДСП-180 ОАО «ММК»

Рябчикова Е.С., Рябчиков М.Ю., Парсункин Б.Н.

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): в статье предложен способ идентификации глубины мениска, возникающего в жидкой стали под действием электродинамических сил дуги в дуговой сталеплавильной печи переменного тока (ДСП). Информация о глубине мениска может быть полезна при оценке степени экранирования дуги металлом и использоваться при выборе рациональных режимов работы печи. До настоящего времени определение параметров, характеризующих воздействие дуги на металл, требовало проведения затратных экспериментов, поскольку отсутствовали средства их объективного контроля. **Целью работы** является разработка подхода к идентификации таких параметров на базе анализа значительных накопленных объемов данных технологического процесса, функционирующего в обычном режиме. **Используемые методы:** способ идентификации основан на сопоставлении перемещений электродов с изменением электрических параметров печного контура. Рассмотрено решение задачи идентификации на базе различных моделей электрической дуги, основанное на ряде допущений относительно формы образующегося мениска, позволяющих определить электродинамические силы воздействия дуги на сталь. При адаптации моделей использовалась технологическая информация по более чем 300 плавкам. **Новизна:** в работе показана принципиальная возможность использования достаточно простых и грубых моделей взаимодействия электрической дуги переменного тока с расплавом при идентификации глубины мениска на базе данных конкретного процесса, а также разработано необходимое для этого математическое и алгоритмическое обеспечение. **Результаты:** исходя из принятых допущений получено математическое выражение, связывающее усредненную глубину мениска с силой воздействия дуги на металл. Получены зависимости глубины мениска от электрических параметров для условий ДСП-180 ОАО «ММК». **Практическая значимость:** данные о глубине образующегося мениска позволяют оценить степень экранирования дуги в различных режимах работы печи и решать оптимизационные задачи, связанные с распределением энергии дуги. Важной областью применения результатов является возможность изучения возмущений по уровню расплава в печи, что позволяет косвенно оценить особенности движения металла.

Ключевые слова: модель электрической дуги; заглубливание дуги в металл; аксиальные электродинамические силы; глубина мениска; столб дуги.

Введение

Совершенствованию режимов работы дуговых сталеплавильных печей переменного тока (ДСП) с целью увеличения производительности и повышения эффективности использования электрической энергии уделено внимание многими исследователями [1–7 и др.].

Один из подходов к оптимизации заключается в поддержании рациональных значений дли-

ны дуги, что позволяет максимизировать производительность, которая зависит от мощности тепловых потерь и мощности, выделяемой в электрической дуге.

Полезная технологическая мощность, передаваемая ванне, отличается от мощности дуг, КПД которых может изменяться в силу таких причин, как: непостоянство степени заглубливания дуги в металл; процессы испарения металла при короткой длине дуги; нестабильное качество функционирования системы управления при отработке возму-

© Рябчикова Е.С., Рябчиков М.Ю., Парсункин Б.Н., 2016

щающих воздействий, влияющее на частоту возникновения коротких замыканий и обрывов дуг.

Многообразие процессов, сопровождающих горение электрической дуги переменного тока в электродуговых агрегатах, необходимость выделения существенных факторов, влияющих на процесс горения, приводит к необходимости построения модели электрической дуги, описывающей дуговой разряд с той точки зрения, которая существенна для изучения данного явления [4].

При использовании электрической дуги в качестве источника тепловой энергии в дуговой печи на первое место при построении модели выдвигается учет явлений, связанных с мощностью, выделяемой в дуге, и особенностями ее распределения.

В этой связи интерес представляют геометрические характеристики столба дуги и образующегося мениска, получение информации о которых позволяет моделировать теплообменные процессы в рабочем пространстве печи. Изучению этого вопроса посвящено значительное количество работ [5, 6 и др.].

В [4] указывается чрезвычайная сложность установления связи между внутренними характеристиками дуги, такими как температура, и внешними параметрами, определяющими ее состояние, например геометрией дугового промежутка по результатам отдельных экспериментов. Трудности связаны как со значительной дисперсией получаемых результатов, так и со спецификой проведения экспериментов, которые, как правило, не позволяют в полной мере воссоздать условия, характерные для рабочего пространства действующей мощной электродуговой печи переменного тока.

Для выполнения теплотехнических расчетов представляет интерес получение усредненных оценок параметров модели дуги с учетом влияния на них основных ресурсов управления.

Практическое получение таких оценок теоретически возможно с использованием накопленных данных технологической информации по значениям ключевых технологических параметров действующих электродуговых печей. Значительные сложности связаны с обработкой подобной информации, зашумленной вследствие действия различных возмущений в широком диапазоне частот и обладающей относительно низкой частотой сбора.

Изучение баз данных значений параметров ДСП-180 ОАО «ММК» показало, тем не менее, наличие отдельных периодов плавки, данные

которых могут использоваться для адаптации моделей, учитывающих действие аксиальных электродинамических сил на металл.

Используемые модели

Дуги, горящие в парах металлов, качественно отличаются от дуг, горящих в атмосфере воздуха. При этом меняется характер горения дуги, она превращается из газовой в парогазовую. Такая дуга испускает линейчатое излучение на фоне сплошного спектра – газ дает селективное излучение, атомы металлов – сплошное. В дугах, горящих в парах металлов, интенсивность сплошного излучения значительна и распределение излучения приближается к планковскому, свойственному черному телу.

Можно предположить, что особенности взаимодействия дуг с металлом по-разному влияют на параметры дуг в металлургических печах переменного тока различных типов. Основные причины таких отличий заключаются в наличии различий технологий плавки и мощностей используемых трансформаторов.

Наиболее востребованными в крупном металлургическом производстве дуговыми агрегатами являются дуговые печи переменного тока и агрегаты печь-ковш, позволяющие выполнить доводку физико-химических параметров стали. В этой связи целесообразно рассмотреть возможность адаптации моделей воздействия дуг на металл, разработанных для указанных агрегатов.

Предложенная в [7] модель дуги предполагает, что яркость излучения спадает по мере удаления от оси электродов и дуг. Температура дуги и плотность тока имеют наибольшее значение на оси столба и уменьшаются по мере удаления от нее.

В проводнике с током в результате взаимодействия тока с собственным магнитным полем возникают электромагнитные силы, направленные к оси проводника, вызывающие в точке дуги с радиусом r давление сжатия:

$$f_1 = \mu \frac{I_d^2}{4\pi^2 r_d} \left(1 - \frac{r^2}{r_d^2} \right), \quad (1)$$

где μ – магнитная проницаемость рабочего пространства; I_d – ток дуги; r_d – радиус дуги.

Если предположить, что давление f_1 , передаваясь по длине столба дуги, выразится в давлении на его торцы, то для аксиальной силы F_1 воздействия дуги на металл можно записать [8]:

$$F_1 = \mu \frac{I_d^2}{4\pi^2 r_d} \int_0^{r_d} 2\pi r \left(1 - \frac{r^2}{r_d^2}\right) dr = \mu \frac{I_d^2}{4\pi} \quad (2)$$

Достоинство модели (2) с точки зрения ее последующей адаптации заключается в простоте. Ее недостатком является упрощение процессов, протекающих в дуге, параметры плазмы которой могут быть найдены, исходя из решения задач [9, 10] современной теории низкотемпературной плазмы.

Для оценки возможности использования модели (2) был проведен автоматизированный анализ накопленной в базах информации о заключительных этапах ($\tau > 0,75\tau_n$, где τ_n – продолжительность всего процесса) плавки в ДСП-180 ОАО «ММК». В выборку отбирались параметры режимов до и после перехода на новую ступень напряжения питания печного трансформатора (рис. 1).

При значениях параметров, характерных для периода жидкой ванны, падение напряжения на дуге позволяет оценить предполагаемую длину

дуги исходя из

$$U_d = U_{эл} + \beta L_d, \quad (3)$$

где $U_{эл}$ – падение напряжения в приэлектродных областях, В; β – градиент напряжения дуги (для периода жидкой ванны приняли $\beta = 1,5$ В/мм, $U_{эл} = 10$ В; L_d – длина дуги, мм), и получить оценку изменения глубины мениска

$$dh_m = -dL_3 - dL_d, \quad (4)$$

где dL_3 – перемещение электрода при переходе на новую, продолжительное время поддерживаемую ступень напряжения питания печного трансформатора, мм; dL_d – расчетное изменение длины дуги на основе данных об изменении ее напряжения, мм.

Необходимо отметить, что автоматизированный анализ данных, полученных при работе действующей системы управления, представляет сложную задачу, и его результаты на текущем этапе работ не могут дать достоверные зависимости изменения глубины мениска от средних уровней токов фаз I_{cp} и напряжения питания печного трансформатора U_{cp} , а также их изменений dI , dU в процессе перехода на новую ступень.

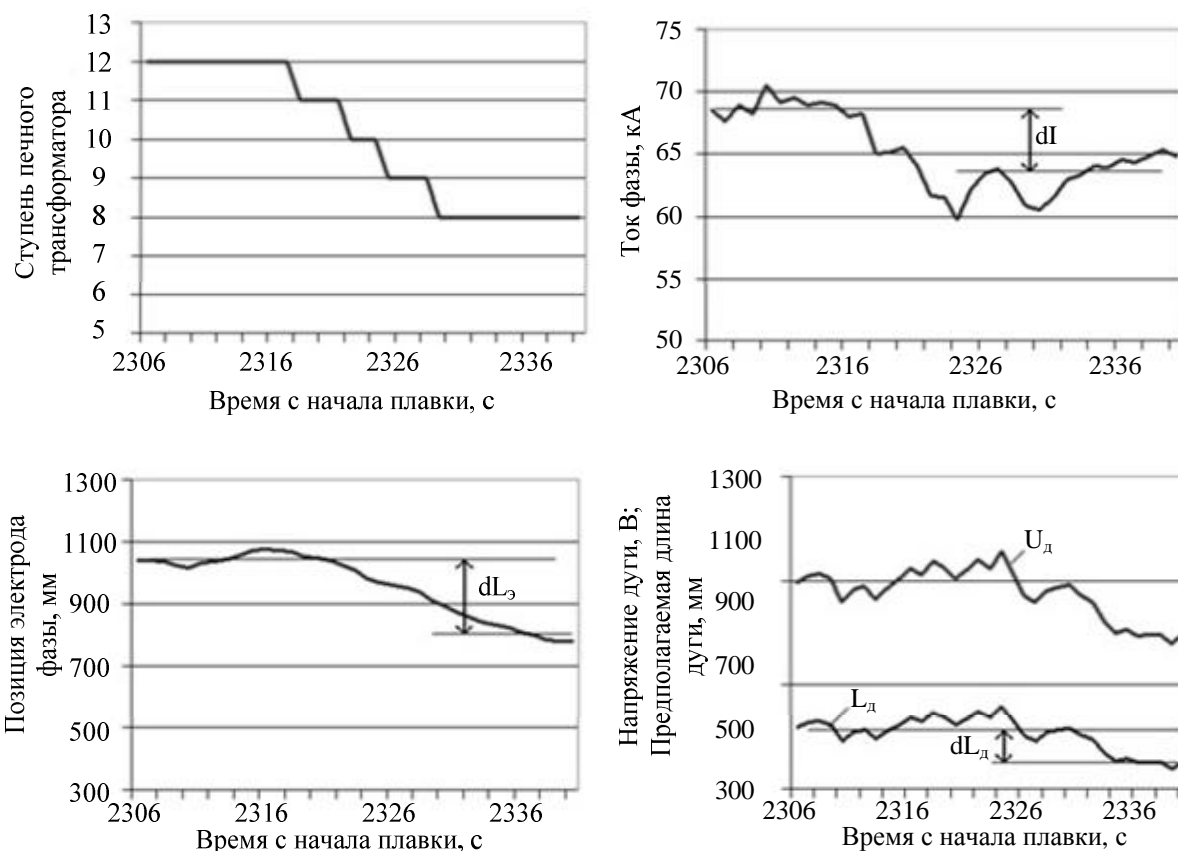


Рис. 1. Пример из изучаемых производственных ситуаций

Тем не менее возможно оценить долю дисперсии dh_m , объясняемой отдельно факторами тока I_{cp} , dI и всеми факторами совместно. Коэффициент детерминации для факторов I_{cp} , dI составил $R^2 = 0,185$, а для совокупности всех факторов $R^2 = 0,372$.

Полученные данные позволяют предположить влияние на глубину мениска уровня текущего напряжения питания печного трансформатора. В то же время модель (2) не предусматривает подобного, что может быть связано с относительно узким диапазоном токов и напряжений, для которых авторами адаптировалась данная модель.

Возможным решением является модификация (2), позволяющая адаптировать модель, но приводящая к нарушению принятой гипотезы и делающая дальнейший анализ с использованием такой модели качественным. Для этого перейдем к относительному радиусу дуги $r_{отн} = r/r_d$ и коэффициенту n , характеризующему изменение f_1 по радиусу дуги, что позволяет определить среднее по радиусу значение давления интегрированием (1) по $r_{отн}$:

$$f_{1cp} = \mu \frac{I_d^2}{4\pi^2 r_d} \int_0^1 (1 - r_{отн}^n) dr_{отн} = \mu \frac{I_d^2}{4\pi^2 r_d} \cdot \frac{n}{n+1} \quad (5)$$

Игнорируя далее непостоянство силы по радиусу, ее действие на металл определим как произведение среднего давления на площадь сечения дуги на входе в металл:

$$F_1 = \mu \frac{I_d^2}{4\pi} \cdot \frac{n}{n+1} \cdot r_d \quad (6)$$

Вектор силы F_1 , предложенный в [6, 7], показан на **рис. 2**. Электромагнитная сила F_1 вызвана эффектом сжатия, который возникает вследствие взаимодействия тока дуги с собственным электромагнитным полем. Электромагнитное поле, создаваемое током, протекающим в жидкой ванне, воздействует на столб дуги силой F_2 , вызывая его выдувание.

По мере роста тока F_2 растет быстрее, чем F_1 , и при условии $F_2 > F_1$ под воздействием электромагнитной силы F_2 дуга будет двигаться со скоростью десятки метров в секунду к краю электрода, причем диаметр столба дуги непрерывно увеличивается, до момента уравнивания действия сил на дугу.

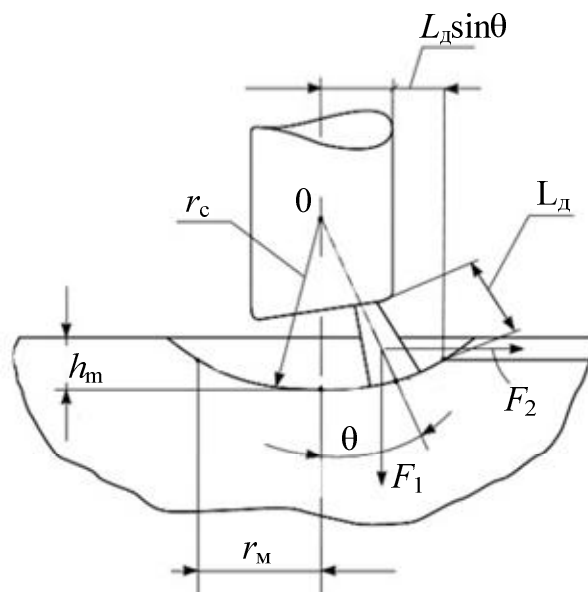


Рис. 2. Действие векторов сил в модели дуги [6]

Приближенно сила F_2 может быть определена в соответствии с выражением

$$F_2 = \mu_n I^2 \frac{L_d}{4\pi h} \quad (7)$$

где μ_n – магнитная проницаемость плазмы дуги; h – расстояние от электрической оси токопроводящего слоя; L_d – длина дуги.

Учитывая сложности практических расчетов по формуле (7), а также наличие достаточно достоверной экспериментальной информации об углах наклона дуг (для рабочих режимов ДСП составляют 45–65° к оси электрода) зависимость (7) не использовали. Исходя из квадратичного характера зависимостей (5)–(6) от тока приняли:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg}(\theta) &= \frac{F_2}{F_1} \approx k \cdot L_d; \\ \theta &= \arctg\left(\operatorname{tg}(65^\circ) \frac{L_d}{0,42}\right) = \\ &= \arctg(5,106 \cdot L_d), \end{aligned} \quad (8)$$

где L_d – длина дуги, мм; 65 – предельный угол наклона, град; 0,42 – предельная длина дуги для рассматриваемого рабочего диапазона токов более 50 кА, получаемая на высшей ступени напряжения питания печного трансформатора 1343В ДСП-180 ОАО «ММК», м.

Допущение (8) позволяет впоследствии свети адаптацию модели (6) к единственному неизвестному фактору – радиусу дуги при контакте с металлом, либо при представлении диаметра дуги в виде

$$d_d = \frac{P_d}{(kE) \cdot \pi \cdot L_d}, \quad (9)$$

где kE – величина, пропорциональная поверхностной плотности излучения дуги; P_d – мощность дуги, к неизвестному фактору kE , связанному с температурой дуги.

В работе [11] указывается, что давление (1) – не единственная причина наличия осевой силы в ДСП постоянного тока (ДСП-ПТ). Дополнительной причиной является прямая полярность дуги ДСП-ПТ из-за большей площади анодного пятна (по причине меньшей плотности тока), когда возникает дополнительная осевая сила, направленная от меньшего сечения (катодное пятно на электроде) к большему (анодное пятно на ванне жидкого металла):

$$F_{k \rightarrow a} = 5 \cdot 10^{-8} I^2 \ln \frac{r_a}{r_k}, \quad (10)$$

где r_a и r_k – радиусы большего и меньшего сечения соответственно.

В работе [12] для расчета аксиальной электродинамической силы в агрегатах переменного тока (печь-ковш) предложено схожее с (10) выражение

$$F_1 = 5 \cdot 10^{-8} I^2 \mu_k \ln \frac{S_3}{S_p}, \quad (11)$$

где I – действующее значение тока дуги, А; μ_k – относительная магнитная проницаемость среды (к моменту окончания расплавления близка к единице); S_3 – площадь сечения электрода, см²; S_p – площадь растекания тока в жидкой ванне, см².

В (11) используется параметр, характеризующий растекание тока, который предлагается рассчитать по формулам:

$$\begin{aligned} S_p &= k_p S_d; \\ S_d &= \rho_d L_d / R_d = \pi \cdot r_d^2 \\ \text{или } S_d &\approx 12, 2I, \end{aligned} \quad (12)$$

где ρ_d – удельное сопротивление плазмы дуги, $\rho_d = 1,17 \cdot 10^{-3}$ Ом·м; R_d – сопротивление столба дуги; S_d – площадь сечения дуги; k_p – параметр настройки модели.

Если определить радиус дуги r_d из (12) с использованием модели электрического контура, то параметром адаптации модели (13) является коэффициент k_p , связывающий площади сечения дуги и растекания тока:

$$F_1 = \mu \cdot I^2 \cdot \ln \frac{r_3^2}{k_p \cdot r_d^2}. \quad (13)$$

В модели (5) F_1 рассчитывается, исходя из радиуса дуги r_d , зависимость которого от тока и напряжения дуги следует определить. В модели (13) r_d находим, исходя из (12), а адаптацию модели производим путем поиска зависимости для параметра k_p , характеризующего растекание тока.

В обеих моделях неизвестным является также параметр μ . В [12] указано, что для различных периодов плавки μ может изменяться от уровня магнитной проницаемости вакуума μ_0 до величин, превышающих ее на два порядка. В процессе адаптации целесообразно использовать такие значения μ , при которых получаемые в ходе адаптации значения r_d и k_p будут соответствовать средним теоретическим.

Кроме моделей, определяющих параметры столба дуги, для решения задачи адаптации необходимо задаться параметрами геометрической модели мениска. Это позволяет установить связь между глубиной образующегося мениска и действием электродинамической силы F_1 .

Согласно [13] приняли, что форма мениска соответствует сегменту шара радиусом $r_{ш} = L_3 / 2 + r_d$. Если в процессе расчетов получаем глубину мениска больше радиуса шара, то форму мениска представляем комбинацией половины шара и цилиндра с общей высотой, равной глубине мениска. Сила Архимеда, определяющая противодействие металла давлению столба дуги, составляет

$$\begin{aligned} P_a &= \rho_c g V_M = \\ &= \rho_c g \left(\frac{1}{3} \pi h_M^2 (3r_{ш} - h_M) \right), \end{aligned} \quad (14)$$

где ρ_c – плотность жидкой стали, принимали равной 6800 кг/м³.

Исходя из условия $P_a = F_1$, получили кубическое уравнение относительно глубины мениска, которое решали методом Виета-Кардано. Искомый корень определяется следующим образом:

$$\begin{aligned} h_M &= -2 \cdot r_{ш} \times \\ &\times \cos \left(\frac{1}{3} a \cos \left(\frac{3F_1}{2\rho_c g r_{ш}^3} - 1 \right) - \frac{2\pi}{3} \right) + r_{ш}. \end{aligned} \quad (15)$$

Выражение (15) позволяет связать параметры дуги с геометрическими характеристиками мениска, что использовали при адаптации модели на основе информации о перемещениях электродов и изменении контролируемых системой управления ДСП «ARCOS» параметров электрического контура.

Способ адаптации, экспериментальные данные и результаты

При поднятии электрода длина дуги будет увеличиваться, ток снижаться, что приведет к уменьшению высоты мениска (рис. 3). Приблизительно данный эффект можно представить системой уравнений

$$\begin{cases} y_1 + L_{\Sigma 1} = y_2 + L_{\Sigma 2} \\ y_1 = x_1 - h_{m1} \\ y_2 = x_2 - h_{m2} \\ \cos(\alpha_1) = x_1 / L_{d1} \\ \cos(\alpha_1) = x_1 / L_{d1} \end{cases} \quad (16)$$

или $\Delta L_d = \Delta h_m - \Delta L_{\Sigma}$;
 $\Delta L_d = l_1 \cos(\alpha_1) - l_2 \cos(\alpha_2)$,

где h_m – глубина мениска, мм; ΔI – изменение силы тока дуги, кА; ΔL_d – изменение вертикальной составляющей длины дуги, мм; ΔL_{Σ} – перемещение электрода, мм; α – угол наклона дуги к оси электрода.

Учитывая, что зависимость глубины мениска от тока близка к линейной [13–15], можно, не используя модель (15), принять $\Delta h_m = \Delta I \cdot k_m$, откуда после преобразований получим

$$\frac{\Delta I}{\Delta L_{\Sigma}} = \frac{1}{k_m - \frac{1}{\Delta I / \Delta L_d}}, \quad (17)$$

где k_m – коэффициент пропорциональности, мм/кА.

Во многих работах указывается чрезвычайная сложность определения фактической длины дуги и зависимости от нее действующих значений тока и напряжения дуги, которую действительно практически сложно измерить [14, 15].

На действующей печи теоретически доступным для контроля является отношение $\Delta I / \Delta L_{\Sigma}$, однако нужно учитывать, что прямое создание статистической модели или использование данных процесса по перемещениям электрода и изменениям тока дуги невозможно в силу действия на процесс различных возмущений, параметры влияния которых неизвестны. Нет данных и о том, какая часть величины изменения тока дуги связана с перемещением электрода, а какая часть связана с действием возмущений, которые компенсируются действующими регуляторами системы ARCOS, используемой в ОАО «ММК».

Учитывая непрерывное действие на процесс возмущений, оперативный контроль $\Delta I / \Delta L$ затруднен в любой момент плавки за исключением периода окончания подачи энергии, когда происходит гашение дуги. В эти периоды времени электроды поднимаются, вследствие чего электрическая дуга угасает.

В результате обработки экспериментальных данных по поднятиям электродов за 349 плавки были получены усредненные значения $\Delta I / \Delta L_{\Sigma}$ для различных режимов работы печи (на рис. 4 показаны для рабочего диапазона токов).

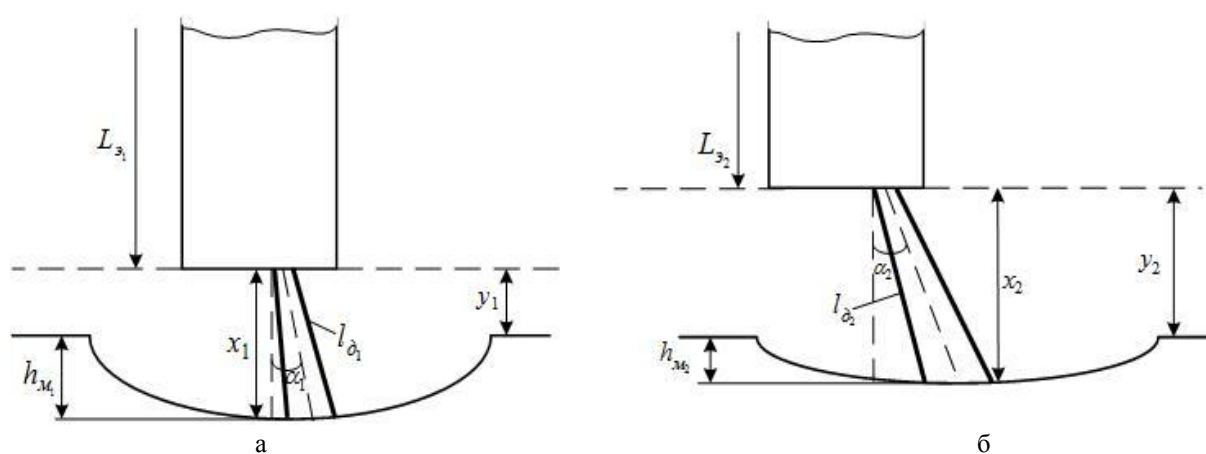


Рис. 3. Изменение глубины мениска, длины дуги и угла наклона при перемещении электрода: а – до перемещения вверх; б – после перемещения вверх

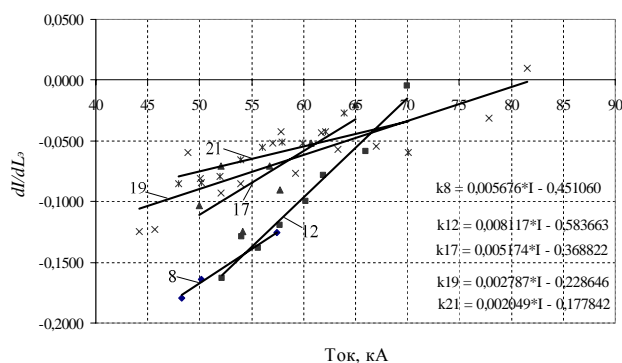


Рис. 4. Экспериментальные зависимости $\Delta I/\Delta L_d$ от тока для области рабочих токов, аппроксимированные линейными зависимостями (подписи кривых соответствуют номеру ступени напряжения питания печного трансформатора ДСП-180)

На рис. 5 представлены полученные с применением модели электрического контура зависимости $\Delta I/\Delta L_d$ от тока для случая одновременного изменения длины дуги на одинаковую величину по каждой фазе при значениях параметров, характерных для периода жидкой ванны.

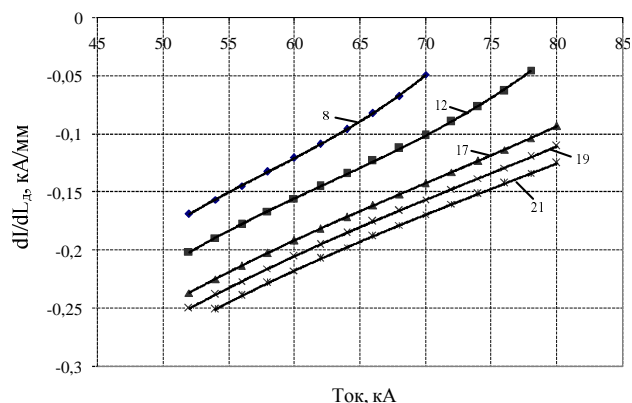


Рис. 5. Рассчитанные с применением модели зависимости $\Delta I/\Delta L_d$ от тока для области рабочих токов (подписи кривых соответствуют номеру ступени)

Используя экспериментальные данные, зависимость (17) и характеристики, определенные с использованием модели электрического контура [16] (см. рис. 5), получили статистическое выражение для расчета коэффициента k_m как функцию от тока дуги I и напряжения дуги U вида

$$k_m = K_y \cdot (a_1 I \cdot 10^{-4} + a_2 U \cdot 10^{-2} + a_3 I U \cdot 10^{-6} + a_4 (I \cdot 10^{-4})^2 + a_5 (U \cdot 10^{-2})^2 + a_6 \cdot 10^2). \quad (19)$$

В форме, аналогичной (19), были представлены параметры адаптации моделей (6) и (13). Результаты расчета коэффициентов a_1 – a_6 для различных моделей приведены в таблице. Также в таблице показаны значения μ , при которых параметры адаптации в среднем соответствуют теоретическим данным.

Зависимости параметров адаптации моделей от тока и напряжения дуги

Параметр адаптации	I	U	$I \cdot U$	I^2	U^2	a_6	K_y	μ , Гн/м	n
	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5				
k_m , формула (17)	-9193	-1856	228	791	109	274	0,01	-	-
kE , формула (6)	-10,83	-7,37	0,8	0,51	0,2	0,55	10^8	$1 \cdot 10^{-4}$	2
k_p , формула (13)	-704,3	-411,1	41,3	33,3	9,54	36,6	0,01	$2 \cdot 10^{-6}$	-

Найденные зависимости k_m , kE , k_p от тока при различных значениях напряжения питания печного трансформатора гомоскедастичны и обеспечивают коэффициенты корреляции с экспериментальными данными более 0,95. Результаты настройки позволяют оценить глубину мениска, образующегося под действием дуги (рис. 6–8).

Для уровня напряжения питания 900–1100 В среднее значение коэффициента k_m находится на уровне 2–5 (см. рис. 6), что в целом соответствует результатам работ [14, 15], в которых проводились испытания на печах с менее мощным по сравнению с ДСП-180 трансформатором.

Для модели (13) полученные значения коэффициента k_p (см. рис. 7) соответствуют данным авторов [12], в которых среднее значение параметра k_p находится на уровне 2–3.

Для модели (6) полученные результаты адаптации нельзя в полной мере интерпретировать как оценки радиуса дуги r_d вследствие принятых допущений. Тем не менее получено (см. рис. 8), что минимуму критерия отклонения расчетных данных от экспериментальных соответствуют диаметры дуг порядка 0,15–0,7 м. В работе [6] указано, что при горении дуги в парах железа средний диаметр дуги равен или чуть больше диаметра электрода, то есть должен составлять порядка 0,6 м.

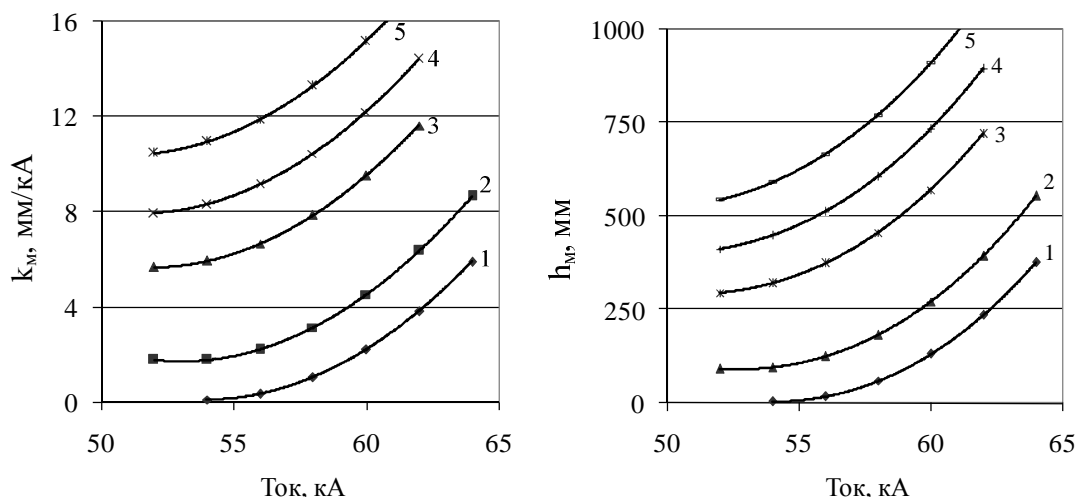


Рис. 6. Зависимости параметра адаптации k_m и глубины мениска h_m от тока и напряжения питания печного трансформатора для упрощенной модели (13): 1 – 991 В; 2 – 1100 В; 3 – 1235 В; 4 – 1290 В; 5 – 1343 В

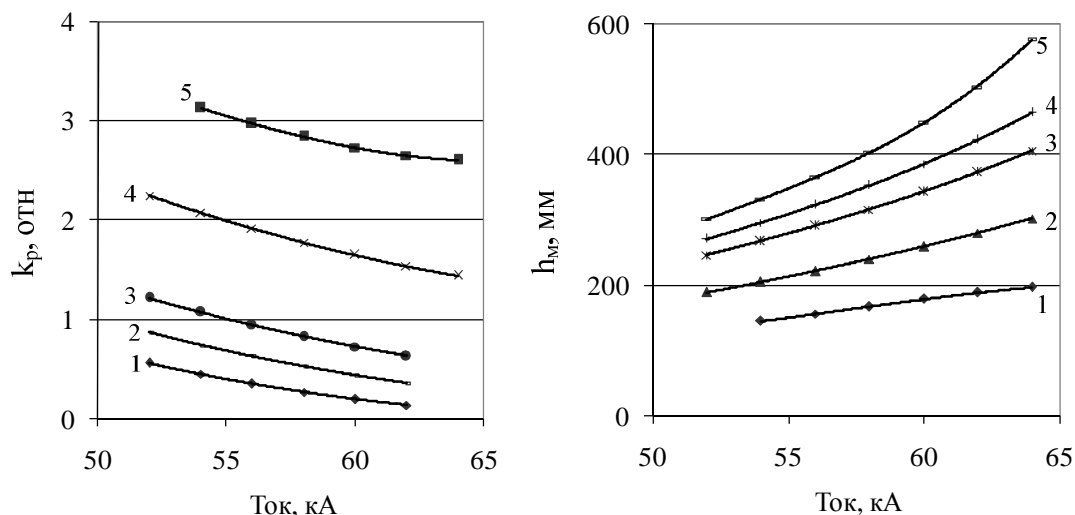


Рис. 7. Зависимости коэффициента k_p , характеризующего растекание тока, и глубины мениска h_m от тока и напряжения питания печного трансформатора, полученные по результату адаптации модели (13): 1 – 991 В; 2 – 1100 В; 3 – 1235 В; 4 – 1290 В; 5 – 1343 В

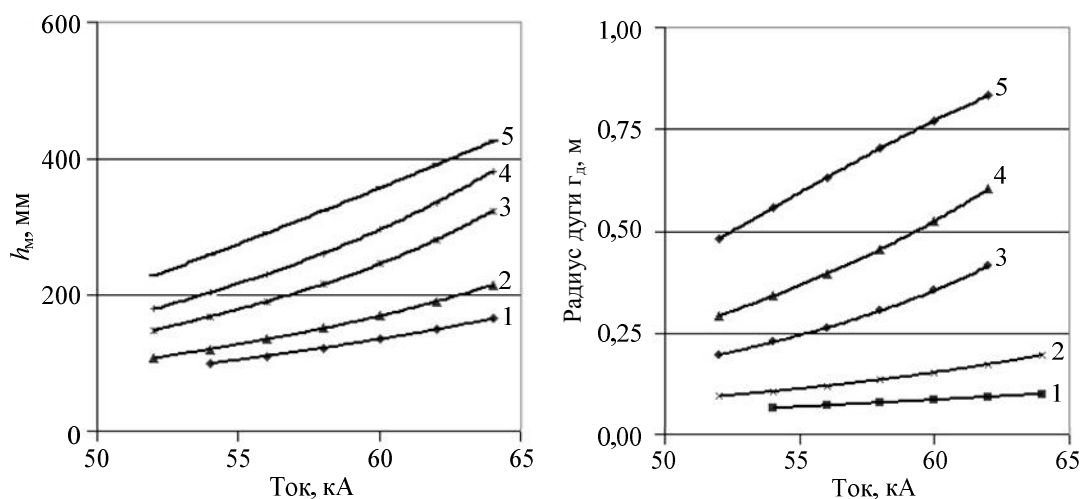


Рис. 8. Зависимости радиуса дуги r_d и глубины мениска h_m от тока и напряжения питания печного трансформатора, полученные по результату адаптации модели (6): 1 – 991 В; 2 – 1100 В; 3 – 1235 В; 4 – 1290 В; 5 – 1343 В

Авторами [12] сделан вывод, что на печах от 8 до 80 МВА при работе на восходящей зависимости мощности дуги от тока (рост мощности с ростом тока) не наблюдается мениска под дугой. При некотором критическом значении тока происходит резкое изменение сечения дуги вследствие перехода из режима работы с катодным пятном в режим работы без пятна, что существенно сказывается на образовании мениска.

Из полученных в ходе адаптации данных можно предположить, что в диапазоне тока 55–70 кА глубина мениска интенсивно нарастает. Данный диапазон токов соответствует области, где экстремальные характеристики зависимости суммарной активной мощности от тока достигают максимума или приближаются к нему (рис. 9). Результаты адаптации модели (13) также свидетельствуют о наличии мениска, что позволяет предположить различия в уровнях токов для разных печей, при которых происходит существенный рост глубины мениска.

Модели (6) и (13), в отличие от упрощенной модели (17), не противоречат данным работ [14, 15] о линейном влиянии тока на глубину образующегося мениска.

Необходимо отметить, что адаптация моделей при значении $\mu = \mu_0$, теоретически характерном для периода жидкой ванны [12], не позволила получить достоверные значения параметров настройки r_d и k_p . Значение μ принималось большим, близким к уровню магнитной проницаемости стали.

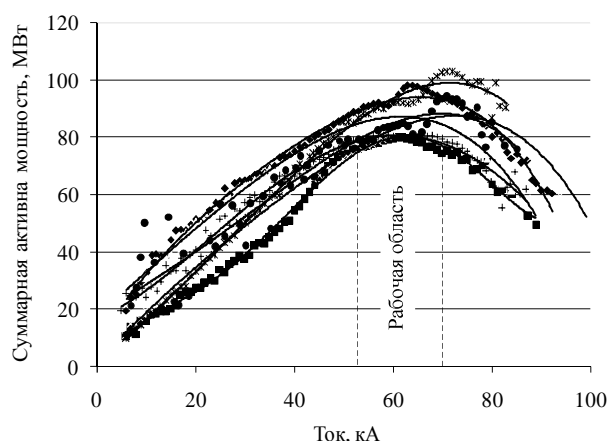


Рис. 9. Экспериментальные зависимости суммарной активной мощности дуг от тока для используемых комбинаций ступеней напряжения питания печного трансформатора и реактора ДСП-180 ОАО «ММК»

Заключение

Полученные результаты приближенно описывают геометрию образующегося под действием электродинамических сил мениска, что позволяет использовать их для решения прикладных задач [2, 3, 16–18], связанных с изучением схем распределения теплового потока дуг на шихтовые материалы с целью повышения производительности или экономичности дуговых сталеплавильных печей переменного тока.

Изучение используемых в условиях ОАО «ММК» режимов показывает, что на заключительных этапах процесса в ДСП уровни токов обычно превышают значения, соответствующие максимумам активной мощности, что частично объясняется желанием увеличить КПД дуг на этапе жидкой ванны. Однако переход к подобным режимам происходит к моменту окончания расплавления материалов резко и скачкообразно. Более рациональным является управление перераспределением теплового потока по ярусам расплавляемых шихтовых материалов на основе схем, полученных расчетным путем [7, 13] или по статистическим данным [3].

Определение закрытой части дуги, излучающей преимущественно на металл, и открытой, излучающей как на металл, так и в рабочее пространство печи на водоохлаждаемые панели стен и свода, позволяет рассчитать рациональные режимы работы ДСП, обеспечивающие максимально интенсивное расплавление шихтовых материалов и нагрев стали до температуры выпуска.

Список литературы

1. Jones, J.A.T. Smart-Gas – A New Approach of Optimizing EAF Operation / J.A.T. Jones, S. Matson, P. Safe // AISTech Proceedings. 2006. №1. P. 473–481.
2. Рябчиков М.Ю., Парсункин Б.Н., Рябчикова Е.С. Выбор режимов работы агрегата ковш-печь с использованием обобщенных оценок качества и затрат на процесс // Черные металлы. 2014. № 12 (996). С. 28–34.
3. Billings, S. Modelling a three-phase electric arc furnace: a comparative study of control strategies / S. Billings // Applied Mathematical Modeling. APPL MATH MODEL. 1997. Vol. 1, no. 7. P. 355–361.
4. Афанасьев В.В., Вишневский Ю.И. Воздушные выключатели. Л.: Энергоатомиздат, 1981. 384 с.
5. Макаров А.Н., Соколов А.Ю. Электрические, геометрические, тепловые параметры дуг, горящих в парах металлов // Электротехнология. 2009. № 11. С. 19–24.
6. Макаров А.Н., Соколов А.Ю., Луговой Ю.А. Обсуждаем проблему: ответы авторов А.Н. Макарова, А.Ю. Соколова, Ю.А. Лугового на отзыв Н.В. Евсеевой на статью «Повышение КПД дуг путем устранения их электромагнитного выдувания в электросталеплавильных печах. Ч. 1 и 2» // Электротехнология. 2012. № 4. С. 27–31.

7. Соколов А.Ю. Разработка дуговой сталеплавильной печи с питанием от трех однофазных трансформаторов: дис. ... канд. техн. наук: 05.09.10. Тверь, 2010. 138 с.
8. Электрические промышленные печи: Дуговые печи и установки специального нагрева: учебник для вузов / А.Д. Свенчанский, И.Т. Жердев, А.М. Кручинин и др.; под ред. А.Д. Свенчанского. М.: Энергоиздат, 1981. 296 с.
9. Синкевич О.А., Стаханов И.П. Физика плазмы. М.: Высш. шк., 1991. 191 с.
10. Энциклопедия низкотемпературной плазмы: Вводный том: в 4 т. Т. 3. Взаимодействие низкотемпературной плазмы с конденсированным веществом, газом и электромагнитным полем. Численное моделирование низкотемпературной плазмы. Химия низкотемпературной плазм / под ред. В.Е. Фортова. М.: Наука / Интерпериодика, 2000. 574 с.
11. Егоров А.В., Моржин А.Ф. Дуговые сталеплавильные печи постоянного тока. М.: Черметинформация, 1992. 23 с.
12. Исследование электродинамических сил, действующих на дуги в трехфазной дуговой сталеплавильной печи / Евсеева Н.В., Лазуко Л.А., Черкасова Ю.Б., Хасанов С.У. // Вестник Южно-Уральского государственного университета. 2011. №34 (251). С. 69–74.
13. Макаров А.Н. Теория и практика теплообмена в электродуговых и факельных печах, топках, камерах сгорания. Ч. 1. Основы теории теплообмена излучением в печах и топках. Тверь: ТГТУ, 2007. 184 с.
14. Спелицин Р.И. Исследование заглубления электрической дуги в жидкую ванну в условиях высокоомощных дуговых сталеплавильных печей // Электротехническая промышленность. Сер. Электротермия. 1975. №12. С. 10–11.
15. Пирожников В.Е. Автоматизация электросталеплавильного производства. М.: Металлургия, 1985. 184 с.
16. Рябчикова Е.С., Рябчиков М.Ю., Парсункин Б.Н. Математическое обеспечение имитационной модели процесса управления технологическим режимом агрегата печь-ковш // Автоматизированные технологии и производства. 2013. № 5. С. 54–66.
17. Рябчикова Е.С., Рябчиков М.Ю., Парсункин Б.Н. Моделирование низкочастотных возмущений электрических параметров в дуговой сталеплавильной печи переменного тока ДСП-180 // Электрометаллургия. 2015. № 5. С. 31–40.
18. Zheng, Tongxin. An adaptive arc furnace model / Tongxin Zheng, Elham B. Makram // IEEE Transactions on Power Delivery – IEEE TRANS POWER DELIVERY. 2000. Vol. 15, no. 3. P. 931–939.

Материал поступил в редакцию 14.05.15.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

DOI:10.18503/1995-2732-2016-14-4-85-95

EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THE IMPACT PRODUCED BY AC ARC ELECTRODYNAMIC FORCE ON STEEL IN EAF-180 OF MMK OJSC

Elena S. Ryabchikova – Assistant Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Russia. Phone: +7(3519)29-85-58. E-mail: mika.Elena@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6441-1157>

Mihail Yu. Ryabchikov – Ph.D. (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Russia. Phone: +7(3519)29-85-58. E-mail: mr_mgn@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-5337-0951>

Boris N. Parsunkin – D.Sc. (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Russia. Phone: +7(3519)29-85-58. ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-1822-2632>

Abstract

Problem Statement (Relevance): This article describes a method for determining the depth of a meniscus that may occur in liquid steel caused by the electrodynamic forces present in an AC electric arc furnace (EAF). Such information can be helpful when assessing the degree of arc shielding or optimizing the furnace operation. Until recently, it used to take costly experiments to identify the parameters which characterize the effect produced by the arc on steel as there were no means to monitor them. **Objectives:** This paper aims to develop an approach to identify such parameters based on a large amount of process data accumulated under normal operating conditions. **Methods Applied:** The method is based on the correlation between the electrode movement and the changing electrical parameters of the furnace. A number of different arc models have been considered and a number of

assumptions made as to the shape of meniscus, which can help estimate the effect of electrodynamic forces. The process data that was used for model calibration included 300 heats. **Originality:** This paper demonstrates the actual possibility of using simple models simulating the interaction between the AC arc and the liquid steel to identify the meniscus depth based on actual process data. The article also provides all the necessary mathware and algorithms. **Findings:** Based on the assumptions made, a mathematical expression was established that represented the relationship between the average depth of the meniscus and the effect produced by the arc on steel. Relationships were established for the meniscus depth as a function of the electrical parameters in the instance of EAF-180 functioning at the site of Magnitogorsk Iron and Steel Works OJSC. **Practical Relevance:** Using the information about the meniscus depth, one can estimate

what degree of arc shielding is required for different operating modes while tackling the power optimization tasks. Another important application is the opportunity to study disturbances as correlated with the level of steel in the furnace, which can serve as an indirect indication of the turbulence patterns.

Keywords: Electric arc model, submersion, axial electrodynamic forces, meniscus depth, arc column.

References

- Jones, J.A.T. Smart-Gas – A New Approach of Optimizing EAF Operation. J.A.T. Jones, S. Matson, P. Safe. AISTech Proceedings. 2006, no. 1, pp. 473–481.
- Ryabchikov M.Yu., Parsunkin B.N., Ryabchikova E.S. Choosing operating modes of a ladle-furnace based on general quality assessment and process costs. *Chernyye metally* [Ferrous metals]. 2014, no. 12 (996), pp. 28–34. (In Russ.)
- Billings, S. Modelling a three-phase electric arc furnace: a comparative study of control strategies. *Applied Mathematical Modelling*. APPL MATH MODEL. 1997, vol. 1, no. 7, pp. 355–361.
- Afanasiev V.V., Vishnevskiy Yu.I. *Vozdushnyye vyklyuchateli* [Air circuit breakers]. Leningrad: Energoatomizdat, 1981. 384 p. (In Russ.)
- Makarov A.N., Sokolov A.Yu. Electrical, geometrical and thermal parameters of arcs burning in metal vapour. *Elektrometallurgiya* [Electrometallurgy]. 2009, no. 11, pp. 19–24. (In Russ.)
- Makarov A.N., Sokolov A.Yu., Lugovoy Yu.A. Discussing the problem: The reaction of the authors A.N. Makarov, A.Yu. Sokolov, Yu.A. Lugovoy on the review prepared by N.V. Evseeva on the following article: Improving the performance of arcs by removing the electromagnetic impact in electric arc furnaces. *Elektrometallurgiya* [Electrometallurgy]. 2012, no. 4, pp. 27–31. (In Russ.)
- Sokolov A.Yu. *Razrabotka dugovoy staleplavilnoy pechi s pitaniem ot treh odnofaznykh transformatorov* [Designing an electric arc furnace energized by three single-phase transformers]. Ph.D. dissertation. Tver, 2010. 138 p. (In Russ.)
- Svenchanskiy A.D., Zherdev I.T., Kruchinin A.M. et al. *Elektricheskie promyshlennyye pechi: Dugovyye pechi i ustanovki spetsialnogo nagreva* [Industrial electric furnaces: Electric arc furnaces and special heating units]. Ed. by A.D. Svenchanskiy. Moscow: Energoizdat, 1981. 296 p. (In Russ.)
- Sinkevich O.A., Stakhanov I.P. *Fizika plazmy* [The physics of plasma]. Moscow: Vysshaya Shkola, 1991. 191 p. (In Russ.)
- Fortov V.E. The interaction of low-temperature plasma with condensed material, gas and electromagnetic field. Numeric modelling of low-temperature plasma. The chemistry of low-temperature plasma. *Entsiklopediya nizkotemperaturnoy plazmy: Vvodny tom: v 4 tomakh. T. 3*. [Encyclopedia of low temperature plasma: Introduction: 4 Volumes. Vol. 3]. Moscow: Nauka/Interperiodika, 2000. 574 p. (In Russ.)
- Egorov A.V., Morzhin A.F. *Dugovyye staleplavilnyye pechi postoyannogo toka* [DC arc furnaces]. Moscow: Chermetin-formatsiya, 1992. 23 p. (In Russ.)
- Evseeva N.V., Lazuko L.A., Cherkasova Yu.B., Khasanov S.U. A study of electrodynamic forces acting on the arcs in a three-phase electric arc furnace. *Vestnik Yuzhno-Uralskogo gosudarstvennogo universiteta* [Bulletin of the South Ural State University]. 2011, no. 34 (251), pp. 69–74. (In Russ.)
- Makarov A.N. *Teoriya i praktika teploobmena v elektrodugovykh i fakelnykh pechakh, topkakh, kamerah sgoraniya* [The theory and practice of heat exchange in electric arc and torch furnaces, fire chambers, and combustion chambers]. Tver: TGTU, 2007. 184 p. (In Russ.)
- Spelitsin R.I. A study of the arc submersion in the metal bath of a superpower electric arc furnace. *Elektrotehnicheskaya promyshlennost. Ser. Elektrotermiya* [Electrical industry. The electrothermics series]. 1975, no. 12, pp. 10–11. (In Russ.)
- Pirozhnikov V.E. *Avtomatizatsiya elektrostaleplavilnogo proizvodstva* [Automation of electric arc furnace process]. Moscow: Metallurgiya, 1985. 184 p. (In Russ.)
- Ryabchikova E.S., Ryabchikov M.Yu., Parsunkin B.N. Mathware for the ladle furnace process control model. *Avtomatizirovannyye tekhnologii i proizvodstva* [Automation of technologies and production]. 2013, no. 5, pp. 54–66. (In Russ.)
- Ryabchikova E.S., Ryabchikov M.Yu., Parsunkin B.N. Simulation of low-frequency perturbations in the AC arc furnace type 180. *Elektrometallurgiya* [Electrometallurgy]. 2015, no. 5, pp. 31–40. (In Russ.)
- Zheng, Tongxin. An adaptive arc furnace model. Tongxin Zheng, Elham B. Makram. *IEEE Transactions on Power Delivery – IEEE TRANS POWER DELIVERY*. 2000, vol. 15, no. 3, pp. 931–939. (In Russ.)

Received 14/05/15

Рябчикова Е.С., Рябчиков М.Ю., Парсункин Б.Н. Экспериментальное определение параметров воздействия электродинамических сил дуги переменного тока на сталь в ДСП-180 ОАО «ММК» // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2016. Т.14. №4. С. 85–95. doi:10.18503/1995-2732-2016-14-4-85-95

Ryabchikova E.S., Ryabchikov M.Yu., Parsunkin B.N. Experimental analysis of the impact produced by ac arc electrodynamic force on steel in EAF-180 of MMK OJSC. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2016, vol. 14, no. 4, pp. 85–95. doi:10.18503/1995-2732-2016-14-4-85-95