Габитов Рамиль Наилевич,

ФГБОУВО «Ивановский государственный энергетический университет имени В.И. Ленина», кандидат технических наук, доцент кафедры энергетика теплотехнологий и газоснабжения, e-mail: Ramilgab@mail.ru; *Gabitov Ramil Nailevich*, Ivanovo State Power Engineering University, PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Thermal Engineering and Gas Supply, e-mail: Ramilgab@mail.ru;

Шавитова Мария Олеговна, ФГБОУВО «Ивановский государственный энергетический университет имени В.И. Ленина», магистрант 2 курса, e-mail: tevp@tvp.ispu.ru *Shavitova Maria Olegovna*, Ivanovo State Power Engineering University, Master student, e-mail: tevp@tvp.ispu.ru

УДК 669.187.2; 537.84

ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОДОВ В МНОГОЭЛЕКТРОДНОЙ ДУГОВОЙ ПЕЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

А.Л. КУХАРЕВ

ГОУВПО «Луганский национальный университет имени Владимира Даля», г. Луганск, Украина E-mail: alex.kuharev@mail.ru

Авторское резюме

Состояние вопроса. Одним из основных конструктивных параметров многоэлектродных печей, во многом определяющих их теплоэнергетические и технико-экономические показатели, является отношение диаметра распада электродов к диаметру ванны $D_p/D_{\rm B}$. Существующие методики выбора рациональных конструктивных параметров в большей степени относятся к дуговым печам, работающим на переменном токе промышленной частоты. Для многоэлектродных печей постоянного тока, в которых используются магнитогидродинамические эффекты для улучшения условий перемешивания и температурной гомогенизации расплава, отсутствуют зависимости параметров теплопереноса от диаметра распада электродов. Данное исследование является продолжением ряда патентов и статей, в которых обоснована конструкция, разработана математическая модель магнитогидродинамических и тепловых процессов в расплаве печи, содержащей три сводовых и три подовых электрода, произведена верификация модели по результатам физических экспериментов, исследованы параметры теплопереноса в печи при $D_p/D_{\rm B} \approx 0,2$. Для предложенной печи целесообразно исследовать влияние $D_p/D_{\rm B}$ на параметры теплопереноса в расплаве, что позволит произвести рациональный выбор данного конструктивного параметра.

Материалы и методы. Результаты получены с помощью трехмерной математической модели магнитогидродинамических и тепловых процессов в расплаве стали, построенной при использовании безындукционного приближения с учетом *k*- ε модели турбулентности. Обработка результатов произведена с помощью методов анализа вихревых структур и оценки среднеинтегральных показателей гидродинамических и тепловых процессов в ванне расплава.

Результаты. Проведены численные эксперименты, в которых конструктивный параметр $D_p/D_в$ изменялся от 0,2 до 0,5. Установлены новые научные данные о закономерностях изменения структуры течений и параметров теплопереноса в ванне расплава шестиэлектродной печи: с увеличением $D_p/D_в$ в указанном диапазоне увеличивается интенсивность вертикальных вихревых течений, циркулирующих между осью соответствующей электрической дуги и осью ванны, а также азимутальных течений, циркулирующих в горизонтальных сечениях ванны; подавляются вихревые течения, формируемые за счет естественной конвекции вблизи боковых стенок печи; зоны максимальных значений эффективной теплопроводности, достигающей $1,8\cdot10^5$ Вт/(м·K), перераспределяются в центральную область ванны, что способствует повышению равномерности распределения температуры в ванне. Полученные результаты позволяют рекомендовать рациональный диапазон значений $D_p/D_в - 0,4-0,5$, при котором в предлагаемой шестиэлектродной печи объем застойных зон уменьшается более чем на 40 % и более чем на 10 % увеличиваются интегральные значения числа Нуссельта в среднем по глубине горизонтальны.

Выводы. Полученные закономерности, выявляющие возможности улучшения условий перемешивания и повышения эффективности теплопереноса в расплаве шестиэлектродной печи, могут быть рекомендованы для выбора отношения $D_{\rm p}/D_{\rm B}$ при проектировании мощных печных установок.

Ключевые слова: дуговая печь, конвективный теплоперенос, диаметр распада электродов, вертикальные вихревые течения

SELECTING THE RATIONAL ELECTRODES LOCATION IN A DC MULTI-ELECTRODE ARC FURNACE

A.L. KUKHAREV Lugansk Vladimir Dahl National University, Lugansk, Ukraine E-mail: alex.kuharev@mail.ru

Abstract

Background. One of the main design parameters of multi-electrode furnaces, which largely determines their heat and economic indicators, is the ratio of the pitch circle diameter of electrodes to the bath diameter D_p/D_b . The existing methods for choosing rational design parameters are more relevant to arc furnaces operating on alternating current of industrial frequency. For multi-electrode direct current furnaces, which use magnetohydrodynamic effects to improve mixing conditions and temperature homogenization of the melt, there is no relationship between the heat transfer parameters and the pitch circle diameter of electrodes. This work is a continuation of a number of patents and articles. Elsewhere, the design was justified, a mathematical model of magnetohydrodynamic and thermal processes in the melt of the furnace containing three roof arc and three bottom electrodes was developed, the model was verified through the results of physical experiments, and the parameters of heat transfer in the furnace at $D_p/D_b \approx 0.2$ were studied. The proposed type of furnace requires the study of the D_p/D_b effect on the heat transfer parameters in the melt, which will allow a rational choice of the design parameter.

Materials and methods. The results were obtained using a three-dimensional mathematical model of magnetohydrodynamic and thermal processes in the steel melt constructed with the non-induction approximation and taking into account the k- ε turbulence model. The results were processed using methods of analysis of vortex structures and estimation of the integral parameters of hydrodynamic and thermal processes in the molten bath.

Results. Numerical experiments have been carried out with the design parameter D_p/D_b varying from 0,2 to 0,5. New scientific data on the patterns of changes in the structure of flows and heat transfer parameters in the molten pool of a six-electrode furnace have been obtained. D_p/D_b increase within the indicated range causes the increase of intensity of vertical vortex flows circulating between the axis of the corresponding electric arc and the axis of the bath and of the azimuthal flows circulating in horizontal sections of the bath. Vortex flows formed due to natural convection near the side walls of the furnace are suppressed. The maximum value zones of the effective thermal conductivity that reaches 1,8 $\cdot 10^5$ W/(m·K) are redistributed to the central part of the bath, which contributes to increasing temperature distribution efficiency in the bath. The obtained results allow recommending a rational range of values of D_p/D_b within 0,4–0,5, which decreases the integral values of the Nusselt number over the depth of the horizontal section of the bath on average by more than 10 %.

Conclusions. The obtained data revealing the possibility of improving the mixing conditions and increasing the heat transfer efficiency in the melt of the six-electrode furnace can be recommended for choosing the D_p/D_p ratio when designing high power furnace.

Key words: arc furnace, convective heat transfer, pitch circle diameter of electrodes, vertical vortex flow

DOI: 10.17588/2072-2672.2020.3.023-031

Введение. В настоящее время одной из важнейших задач энергоемких печных комплексов является улучшение их теплоэнергетических и технико-экономических показателей, которое может быть достигнуто за счет оптимизации их конструктивных и режимных параметров [1, 2]. Одним из основных конструктивных параметров многоэлектродных печей, во многом определяющих интенсивность тепломассообменных процессов в расплаве, является диаметр распада электродов $D_{\rm p}$, определяемый как диаметр окружности, проходящей через центры торцов электродов. Наиболее часто данный параметр представляется в относительных единицах как отношение его к диаметру ванны $D_{\rm B}$: $D_{\rm D}^* = D_{\rm D} / D_{\rm B}$.

Следует отметить, что некоторые высокомощные дуговые печи переменного тока работают с предельно низким диаметром распада электродов ($D_p^* \approx 0.2$), на основании чего теоретически обосновывается уменьшение реактивного сопротивления печного контура и, соответственно, некоторое увеличение активной мощности печи [1, 3]. Однако в [3] отмечается и ряд недостатков таких печей, связанных с возможными поломками электродов и перегревом подины за счет большой концентрации электромагнитных сил и тепловых нагрузок вблизи оси ванны.

В свою очередь, многоэлектродные печи, работающие на постоянном токе, характеризуются гораздо меньшим реактивным сопротивлением печного контура, и, как правило, в таких печах диаметр распада электродов в 1,5–2 раза больше, чем в печах переменного тока [4, 5]. Для этого класса печей вопросы рационального выбора диаметра распада электродов являются недостаточно проработанными.

Данная статья является продолжением работ [2, 6]. В этих работах нами обоснована конструкция шестиэлектродной печи постоянного тока, содержащая три сводовых и три подовых электрода, причем угол между смежными осями сводовых и составляет подовых электродов 60° (рис. 1). В [2] для данной печи разработана математическая модель магнитогидродинамических и тепловых процессов в расплаве стали, также произведена верификация модели по результатам физических экспериментов и исследованы параметры

теплопереноса в расплаве при $D_{\rm p}^{*} \approx 0.2$.

Для предложенной печи актуальным является исследование влияния диаметра распада электродов на параметры теплопереноса в расплаве, что позволит произвести рациональный выбор данного конструктивного параметра.

Методы исследования. Исследуемая печь имела ванну цилиндросфероконической формы емкостью 180 т (рис. 1). В геометрической модели электрические дуги представлялись однородными цилиндрическими проводниками, располагаемыми в центрах поперечного сечения соответствующих сводовых электродов 1, 2, 3. Также предполагалось наличие вогнутых менисков в области расплава под электрическими дугами. В принятой компоновке диаметр распада подовых электродов 4, 5, 6 был равен диаметру распада сводовых электродов 1, 2, 3.



Рис. 1. Геометрическая модель печи: а – общий вид; б – профиль ванны в плоскости *XY*

В данном исследовании в геометрической модели значения D_p^* для сводовых и подовых электродов поэтапно изменяли от 0,2 до 0,5 с шагом приблизительно 0,05, причем вариант расположения электродов при $D_p^* \approx 0,2$ считался базовым, и для его показателей в обозначениях использовался индекс «б».

Основные допущения и условия моделирования для расплава стали подробно описаны в [2]. Уточним граничные условия, используемые при моделировании. Значения токов в электродах составляли 80 кА. В целях обеспечения одинаковых тепловых условий нагрева расплава в областях менисков задавались постоянные значения температур – 3300 К [7]. На боковых и нижних стенках ванны печи задавались постоянные значения температуры 1900 К, что приблизительно соответствует результатам измерения температуры в действующей дуговой печи ДСП-180 [8]. Так как в ходе плавки верхняя поверхность расплава покрыта шлаковым слоем, то на этой поверхности применялось условие теплоизолированности. Также на всех твердых стенках и на верхней границе расплава задавалось условие прилипания.

Результаты исследования. Оценивались графики распределения гидродинамических и тепловых параметров в сечениях ванны, их среднеинтегральные значения в горизонтальных и вертикальных сечениях ванны, а также среднеинтегральные значения по объему ванны. Для приведения полученных данных к сопоставимому виду также выполнено их приведение к соответствующим базовым значениям (например, $v^* = v / v_6$).

В геометрической модели печи в качестве основных были выбраны вертикальные сечения, проходящие через ось X и ось Y, а также горизонтальное сечение вблизи поверхности расплава (Z = -70 мм) и горизонтальное сечение, располагаемое в средней по глубине части ванны (при Z = -715 мм). Выбор данных сечений производился по результатам исследований [2] с учетом обеспечения наибольшей наглядности протекающих гидродинамических и тепловых процессов.

На рис. 2 показаны зависимости средних значений скоростей в горизонтальном сечении ванны, а также в вертикальном сечении, проходящем через ось *X*, от диаметра распада электродов.



Рис. 2. Зависимости средних значений скоростей от относительного диаметра распада электродов: 1 – в горизонтальном сечении при *Z* = -715 мм; 2 – в вертикальном сечении, проходящем через ось *X*

Согласно полученным зависимостям, с увеличением D_p^{*} значения средних скоростей в указанных сечениях в основном увеличиваются. В горизонтальном сечении при Z = -715 мм средняя скорость увеличивается более чем в 2 раза, по сравнению со средней базовой скоростью в данном сечении. В вертикальном сечении, проходящем через ось X, при $0.2 < D_p^{*} \le 0.44$ средняя скорость увеличивается более чем на 40 %, а при $0.44 < D_p^{*} \le 0.5$ наблюдается некоторое уменьшение скорости от 1,42 до 1,39 о.е.

Изменение структуры течений в основных сечениях ванны показаны на рис. 3–6.



Рис. 3. Траектории течений в вертикальном сечении ванны вдоль оси Y: а – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0,2$; б – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0,5$

В сечении, проходящем через ось У (рис. 3), при увеличении диаметра распада электродов структура течений изменяется следующим образом. Центры вихрей 1 и 2

смещаются к соответствующим боковым стенкам, значительно увеличивается интенсивность третьего вихря, а интенсивность первого и второго вихрей несколько уменьшается. Часть восходящих потоков вблизи оси ванны не участвуют в вихревом течении 2, а замыкаются вблизи поверхности расплава. Четвертый вихрь, который, как было показано в [2], формировался за счет влияния естественной конвекции, при $D_{\rm p}^* > 0.25$ отсутствует, так как подавляется первым контуром циркуляции (электровихревым течением).



Рис. 4. Траектории течений в вертикальном сечении ванны вдоль оси X: а – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0.2$; б – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0.5$

В сечении, проходящем через ось X (рис. 4), также зафиксировано несколько вихревых контуров, обладающих симметрией относительно оси ванны. Причем при $D_{\rm p}^* \approx 0.5$ (рис. 4,б) наблюдается «вытягивание» вихревых структур в направлении от оси ванны к периферии. Так же, как и на рис. 3,б, наблюдается подавление течений, циркулирующих аналогично вихрю 4 вблизи боковых стенок печи.

В горизонтальных сечениях ванны с увеличением D_p^* зоны с максимальными значениями скоростей и соответствующие им на рис. 5 области замыкания азимутальных потоков смещаются к боковым стенкам ванны и при $D_p^* \approx 0,5$ располагаются приблизительно в средней цилиндрической части ванны.

Интенсивность азимутальных течений также оценивали по среднему значению завихренности в горизонтальных сечениях:

 $\frac{1}{S} \int_{S} rot \vec{v} dS$. Отмечено, что с увеличением

 $D_{\rm p}^{*}$ среднее значение завихренности увеличивается во всех сечениях, кроме сечения, непосредственно примыкающего к подовым электродам. Так, при $D_{\rm p}^{*} \approx 0.5$ средняя завихренность в этих сечениях увеличивается на 20–80 % по сравнению с завихренностью при базовом диаметре распада электродов.



Рис. 5. Траектории течений в горизонтальном сечении при Z=-70 мм: а – при $D_{\rm p}^{\star}\approx0.2\,;$ б – при $D_{\rm p}^{\star}\approx0.5$





Рис. 6. Траектории течений в горизонтальном сечении при Z = -715 мм: а – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0,2$; б – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0,5$

Анализ профилей скорости вдоль диаметра ванны (рис. 7) показывает, что с увеличением D_p^* значения скоростей течений в области дуги и в области оси соответствующего подового электрода увеличиваются, а значения скоростей вдоль оси ванны – уменьшаются (рис. 7,б).

В нижней части ванны (рис. 7,г,д) при $D_{\rm p}^* \approx 0,3$ также наблюдается увеличение скоростей течений в вышеуказанных областях, но при $D_{\rm p}^* \approx 0,5$ значения скоростей несколько уменьшаются.



Рис. 7. Распределение скорости вдоль диаметра ванны в направлении оси Y: а – Z = –70 мм; б – Z = –310 мм; в – Z = –715 мм; г – Z = –1120 мм; д – Z = –1320 мм; 1 – при $D_{\rm p}^* \approx 0,2$; 2 – при $D_{\rm p}^* \approx 0,3$; 3 – при $D_{\rm p}^* \approx 0,5$

Таким образом, при увеличении D_p^* условия перемешивания расплава улучшаются, что также подтверждается уменьшением объема застойных зон в ванне (рис. 8). Объем застойных зон определялся как объем областей ванны, в которых скорость потоков расплава была ниже, чем 0,05 м/с. Относительный объем застойных зон, выраженный через объем расплава в ванне и объем застойных зон при базовом варианте расположения электродов, определялся по выражению

$$V_{3}^{*} = \frac{V_{3}}{V_{B} V_{3.6}},$$
 (1)

где V_3 — объем расплава, в котором скорость менее 0,05 м/с, м³; $V_{\rm B}$ — объем расплава в ванне, м³; $V_{3.6}$ — объем расплава, в котором скорость менее 0,05 м/с, при базовом диаметре распада электродов.



Рис. 8. Зависимость относительного объема застойных зон в ванне (при *V* ≤ 0,05 м/с) от относительного диаметра распада электродов

Анализ влияния значений D_p^* на распределение температуры в сечениях ванны (рис. 9) показывает, что за счет более эффективного конвективного теплопереноса при увеличении D_p^* температура в горизонтальных сечениях ванны распределяется более равномерно (рис. 9,6–д): снижаются максимумы температур в областях электрических дуг, понижается приблизительно на 20–30 К температура в центральной части ванны. Улучшение условий теплопереноса в центральной части ванны, как будет показано ниже, также обусловлено формированием в этой области ванны зоны максимальных значений эффективной теплопроводности.



Рис. 9. Распределение температуры вдоль диаметра ванны в направлении оси Y: а – Z = -70 мм; б – Z = -310 мм; в – Z = -715 мм; г – Z = -1120 мм; д – Z = -1320 мм; 1 – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0,2$; 2 – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0,3$; 3 – при $D_{\rm p}^{*} \approx 0,5$

Повышение эффективности теплопереноса при увеличении $D_{\rm p}^{\star}$ также подтверждается зависимостями числа Нуссельта (рис. 10), рассчитанного по среднеинтегральным значениям коэффициента теплоотдачи ($\alpha_{\rm cp} = q_{\rm cp} / \Delta T_{\rm cp}$) в сечениях ванны. Приведенное к базовым параметрам среднее значение числа Нуссельта в соответствующем сечении ванны определялось по выражению

$$Nu_{cp}^{*} = \frac{1}{Nu_{cp.6}} \frac{1}{S} \frac{L_{0}}{\Delta T_{cp}} \int_{S} qdS,$$
 (2)

где Nu_{cp.6} – число Нуссельта при базовом варианте расположения электродов; *S* – площадь соответствующего сечения ванны, м²; *L*₀ – характерный размер, м (принят равным глубине ванны); *q* – плотность теплового потока, Вт/м².



Рис. 10. Зависимости числа Нуссельта от относительного диаметра распада электродов: 1 – в горизонтальном сечении при Z = -715 мм; 2 – в вертикальном сечении, проходящем через ось Х

Анализ полученных зависимостей (рис. 10) показывает, что с увеличением D_p^* интенсивность конвективного теплопереноса в среднем по глубине горизонтальном сечении ванны при $0,25 < D_p^* \le 0,5$ увеличивается более чем на 20 %. В вертикальном сечении при $0,25 < D_p^* \le 0,44$ значения чисел Нуссельта также увеличиваются приблизительно на 10 %, а при $0,44 < D_p^* \le 0,5$ наблюдается уменьшение числа Нуссельта на 4 %, что вызвано уменьшением скорости в этом сечении (см. рис. 2).

На рис. 11 показан график зависимости средней по объему ванны эффективной теплопроводности от диаметра распада электродов. При 0,2 < $D_p^* \le 0,38$ средняя по объему эффективная теплопроводность уменьшается, а при $0,38 < D_p^* \le 0,5$ – увеличивается.



Рис. 11. Зависимость относительного значения средней по объему эффективной теплопроводности от относительного диаметра распада электродов

Изменение эффективной теплопроводности с ростом D_p^* поясняется рис. 12. Если при $0,2 < D_p^* \le 0,25$ зоны максимальной эффективной теплопроводности были сосредоточены вблизи центров вихрей 1 и 2, то при $D_p^* > 0,3$ зона максимальных значений эффективной теплопроводности смещается в центральную область ванны, при этом ее значения в этой области достигают 1,8·10⁵ Вт/(м·К).



Рис. 12. Распределение эффективной теплопроводности вдоль диаметра ванны в направлении оси У при Z = -715 мм: 1 – при $D_{\rm p}^* \approx 0,2$;

Отметим, что увеличение относительного диаметра распада электродов более 0,5 нецелесообразно по причине усиления воздействия излучения электрических дуг на боковые стенки печи.

Выводы. На основании численного исследования конвективного теплопереноса в предложенной шестиэлектродной печи показано, что с увеличением отношения диаметра распада электродов к диаметру ванны от 0,2 до 0,5 увеличивается интенсивность вертикальных вихревых течений, циркулирующих между осью соответствующей электрической дуги и осью ванны, а также азимутальных течений, циркулирующих в горизонтальных сечениях ванны, подавляются вихревые течения, формируемые за счет естественной конвекции вблизи боковых стенок печи, зоны максимальных значений эффективной теплопроводности, достигающих 1,8·10⁵ Вт/(м·К), перераспределяются в центральную область ванны, что способствует повышению равномерности распределения температуры в ванне. Полученные результаты позволяют рекомендовать рациональный диапазон значений отношения $D_p/D_B - 0,4-0,5$, при котором в предлагаемой печи уменьшается более чем на 40 % объем застойных зон и более чем на 10 % увеличиваются интегральные значения числа Нуссельта в среднем по глубине горизонтальном сечении ванны.

Список литературы

1. Белковский А.Г., Кац Я.Л., Сивак Б.А. Будущее дуговых сталеплавильных печей – в специализации их конструкции // Черные металлы. – 2013. – № 3. – С. 14–18.

2. **Кухарев А.Л.** Особенности конвективного теплопереноса в расплаве многоэлектродной дуговой печи // Вестник ИГЭУ. – 2020. – № 2. – С. 13–22.

3. Кузьменко А.Г., Фролов Ю.Ф., Поздняков М.А. Дуговые сталеплавильные печи: состояние, проблемы // Электрометаллургия. – 2011. – № 3. – С. 2–7.

4. Адати Т., Селлан Р. Сверхмощная 420-тонная электродуговая печь компании Тоkyo Steel, Япония // Металлургическое производство и технология. – 2012. – № 2. – С. 8–17.

5. Kazak O., Semko O. Modelling magnetohydrodynamic processes in DC arc steelmaking furnace with bottom electrodes // Ironmaking and Steelmaking. – 2011. – \mathbb{N} 38. – P. 353–358.

6. Патент 119279 Украина МПК Н05В 7/144, F27D 11/10. Система электропитания многоэлектродной дуговой печи / А.Л. Кухарев, А.А. Ковальчук; опубл. 25.09.2017, Бюл. № 18.

7. Недопекин Ф.В., Казак О.В., Семко А.Н. Моделирование гидродинамических и теплофизических процессов в сталеплавильных печах постоянного тока. – Донецк: ДонНУ, 2014. – 315 с.

8. Шешкунов А.Ю., Некрасов И.В., Невидимов В.Н. Температурный режим шлака сверхмощной ДСП и технологические параметры плавки // Вестник Магнитогорского государственного технического университета МГТУ им. Г.И. Носова. – 2010. – № 1. – С. 29–31.

References

1. Belkovskiy, A.G., Kats, Ya.L., Sivak, B.A. Budushchee dugovykh staleplavil'nykh pechey – v spetsializatsii ikh konstruktsii [The future of electric arc furnaces lies in their design specialization]. *Chernye metally*, 2013, no. 3, pp. 14–18.

2. Kukharev, A.L. Osobennosti konvektivnogo teploperenosa v rasplave mnogoelektrodnoy dugovoy pechi [Characteristics of convective heat transfer in the melt of multi-electrode arc furnace]. *Vestnik IGEU*, 2020, issue 2, pp. 13–22.

3. Kuz'menko, A.G., Frolov, Yu.F., Pozdnyakov, M.A. Dugovye staleplavil'nye pechi: sostoyanie, problemy [Electric arc furnaces: state and problems]. *Elektrometallurgiya*, 2011, no. 3, pp. 2–7.

4. Adati, T., Sellan, R. Sverkhmoshchnaya 420–tonnaya elektrodugovaya pech' kompanii Tokyo Steel, Yaponiya [Ultra high power 420–ton electric arc furnace at Tokyo Steel, Japan]. *Metallurgicheskoe proizvodstvo i tekhnologiya*, 2012, no. 2, pp. 8–17.

5. Kazak, O., Semko, O. Modelling magnetohydrodynamic processes in DC arc steelmaking furnace with bottom electrodes. *Ironmaking and Steelmaking*, 2011, no. 38, pp. 353–358.

6. Kukharev, A.L., Koval'chuk, A.A. *Sistema elektropitaniya mnogoelektrodnoy dugovoy pechi* [Power supply system of multi-electrode arc furnace]. Patent Ukraine, no. 119279, 2017.

7. Nedopekin, F.V., Kazak, O.V., Semko, A.N. Modelirovanie gidrodinamicheskikh i teplofizicheskikh protsessov v staleplavil'nykh pechakh postoyannogo toka [Modeling of hydrodynamic and thermophysical processes in direct current steelmaking furnaces]. Donetsk: DonNU, 2014. 315 p.

8. Sheshkunov, A.Yu., Nekrasov, I.V., Nevidimov, V.N. Temperaturnyy rezhim shlaka sverkhmoshchnoy DSP i tekhnologicheskie parametry plavki [Temperature conditions of slag of ultrahigh power arc steelmaking furnace and technological parameters of melting]. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta MGTU im. G.I. Nosova*, 2010, no. 1, pp. 29–31.

Кухарев Алексей Леонидович,

ГОУВПО «Луганский национальный университет имени Владимира Даля», кандидат технических наук, доцент кафедры горной электромеханики и транспортных систем, e-mail: alex.kuharev@mail.ru Kukharev Aleksei Leonidovich,

Lugansk Vladimir Dahl National University, Candidate of Engineering Sciences (PhD), Associate Professor of Mining Electromechanics and Transport Systems Department, e-mail: alex.kuharev@mail.ru