

**О восстановлении возмущения колебаний точечных масс по спектру / А. Н. Сыровацкий // Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Харків : НТУ «ХПИ», 2017. – № 30 (1252). – С. 111 – 116. Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2222-0631.**

**On restoring point mass oscillation perturbations by spectrum / A. N. Syrovatsky // Bulletin of National Technical University «KhPI». Series: Mathematical modeling in engineering and technologies. – Kharkiv : NTU «KhPI», 2017. – № 30 (1252). – pp. 111 – 116. Bibliog.: 8 titles. – ISSN 2222-0631.**

Відомості про авторів / Сведения об авторах / Information about authors

**Сыровацкий Александр Миколайович** – викладач Харківського національного університету ім. В.Н. Каразіна, м. Харків; тел.: (050) 630-75-05; e-mail: asyrovatsky@gmail.com.

**Сыровацкий Александр Николаевич** – преподаватель Харьковского национального университета им. В.Н. Каразина, г. Харьков; тел.: (050) 630-75-05; e-mail: asyrovatsky@gmail.com.

**Syrovatsky Aleksandr Nikolaevich** – teacher at the V.N. Karazin Kharkiv National University, Kharkov; tel.: (050) 630-75-05; e-mail: asyrovatsky@gmail.com.

УДК 669.187.2

**С. Н. ТИМОШЕНКО**

### **МОДЕЛИРОВАНИЕ ГЕОМЕТРИИ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ВАННЫ И ПОДОВОГО ЭЛЕКТРОДА ДУГОВОЙ ПЕЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА С ЦЕЛЮ ПОВЫШЕНИЯ ЕЕ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ**

На основі чисельного моделювання розтікання струму у ванні дугової сталеплавильної печі постійного струму місткістю 12 тонн виконана оцінка питомої потужності перемішування при електровихровій течії металу, що характеризує інтенсивність процесів тепло- і масообміну. Збільшення глибини ванни при даній місткості печі і зміщення подового електрода щодо осі симетрії в певних межах є більш ефективним засобом підвищення енергоефективності дугової печі малої місткості, ніж застосування двох електродів стрижневого типу або електроду пластинчастого типу.

**Ключові слова:** дугова сталеплавильна піч постійного струму, подовий електрод, електровихрова течія, потужність перемішування, геометрія ванни, енергоефективність.

На основе численного моделирования растекания тока в ванне дуговой сталеплавильной печи постоянного тока вместимостью 12 тонн выполнена оценка удельной мощности перемешивания при электровихровом течении металла, характеризующая интенсивность процессов тепло- и массообмена. Увеличение глубины ванны при данной вместимости печи и смещение подового электрода относительно оси симметрии в определенных пределах являются более эффективным средством повышения энергоэффективности дуговой печи малой вместимости, чем применение двух электродов стержневого типа или электрода пластинчатого типа.

**Ключевые слова:** дуговая сталеплавильная печь постоянного тока, подовый электрод, электровихровое течение, мощность перемешивания, геометрия ванны, энергоэффективность.

Based on the numerical simulation of current flow distribution in the bath of a 12-ton DC electric arc steelmaking furnace (EAF), the specific mixing power of the electro-vortex flow (EVF) in the liquid bath, characterizing the intensity of the heat and mass transfer processes, was estimated. Modernization of a standard bath (diameter to height ratio 4.0 – 5.5) to a "deep" one (ratio 1.7) allows reducing the duration of refining period and the specific energy consumption of the EAF by 9% due to growth of the EVF mixing power. For the given case it seems reasonable to install a single billet-type bottom electrode (BE) along the EAF axis of symmetry instead of two symmetrical BE, which leads to cost saving, reducing the heat loss due to water cooling and minimizing the refractory wear. If the realization of the "deep" bath is hampered by design constraints, it is advisable to install a single billet-type BE, shifted from the EAF axis of symmetry to a certain distance, which is a compromise solution between increasing the EAF energy efficiency and local wear of the lining. Using the fin-type BE in a small capacity EAF, operating by classical technology without leaving the "hot heel", seems less energy efficient than the billet-type BE.

**Key words:** DC electric arc steelmaking furnace, bottom electrode, electro-vortex flow, mixing power, bath geometry, energy efficiency.

**Введение.** Дуговые сталеплавильные печи (ДСП) привлекают технологов возможностью интенсивного и концентрированного ввода энергии, регулирования окислительного потенциала в рабочем пространстве и широкого выбора вариантов исходной шихты. Печи, работающие на постоянном токе (ДСПТ), в сравнении с ДСП переменного тока, характеризуются устойчивым горением дуги, что способствует снижению угара шихты, уровня шума и фликер-эффекта [1 – 3]. В «большой» металлургии при интенсивной двухстадийной технологии эти преимущества в значительной мере нивелируются скоротечностью плавки полупродукта [2]. Более прочные позиции ДСПТ заняли в «малой» металлургии, представленной литейными цехами с агрегатами, как правило, малой вместимости и классической технологией плавки с относительно длительным периодом доводки жидкой стали [3, 4].

**Анализ последних исследований и публикаций. Постановка проблемы.** Важным и критичным узлом ДСПТ является подовый электрод (ПЭ), который замыкает вторичную электрическую цепь: верхний графитированный электрод (катод) – дуга – шлак – металл – ПЭ (анод) и обеспечивает проведение технологического

© С. Н. Тимошенко, 2017

процесса. Наибольшее распространение получили ПЭ стержневого и пластинчатого (или игольчатого) типа [1], показанные схематично на рис. 1. ПЭ стержневого типа [1, 5] выполнен в виде биметаллической конструкции с верхней стальной головкой, контактирующей с жидкой ванной, и медным водоохлаждаемым основанием. ПЭ пластинчатого (игольчатого) типа [1, 6] представляет собой моноблок, включающий стальные пластины (штыри) в огнеупорной набивке, охлаждаемый снизу компрессорным воздухом.

Для ДСППТ, работающих в «большой» металлургии с выплавкой стандартного полупродукта по современной интенсивной технологии с оставлением в печи после выпуска плавки части жидкой стали – «болота», рассредоточенный в подине пластинчатый ПЭ, не требующий водяного охлаждения, представляется более энергоэффективным. При классической технологии получения в печи готовой стали различных марок работа с «болотом» неприемлема, поэтому для ДСППТ «малой» металлургии рациональным решением является ПЭ стержневого типа, который обеспечивает надежный электрический контакт с шихтой в начальный период плавки. В условиях недостатка объективной технико-технологической информации, при выборе типа ПЭ руководствуются коммерческими соображениями. Так для крупнейшей в мире 420-тонной ДСППТ завода «Токуо Steel» (Япония), работающей по интенсивной технологии, поставщик печи (компания «Danieli» (Италия)) применил собственную разработку – систему их четырех ПЭ стержневого типа [7].

На заводах Украины установлены ДСППТ вместимостью до 12 т, в которых используют ПЭ, в основном, стержневого типа.

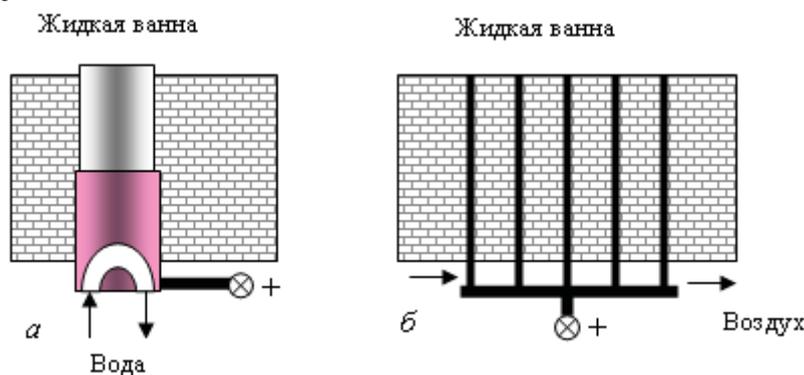


Рис. 1 – Подовый электрод: а – стержневого типа и б – пластинчатого.

Общим недостатком дуговых печей является относительно низкий тепловой коэффициент полезного действия (КПД), обычно не превышающий 70–75%. Около половины потерь энергии происходит излучением жидкой ванны и поверхности верхнего электрода на водоохлаждаемые элементы корпуса и свода. Для повышения энергоэффективности ДСППТ рациональным представляется уменьшение излучающей поверхности ванны за счет увеличения ее глубины при снижении диаметра с учетом особенностей загрузки шихты и роста относительных потерь тепла излучением верхнего электрода [8]. Важным фактором реализации «глубокой» ванны является интенсификация в ней электровихревых течений (ЭВТ) для компенсации снижения удельной реакционной поверхности шлак–металл путем ускорения процессов тепло- и массообмена. Перемешивание расплава при ЭВТ способствует также сокращению длительности периода доводки стали и плавки в целом, то есть повышению энергоэффективности ДСППТ.

Возможность применения в металлургических процессах ЭВТ, вызванных объемной электромагнитной силой (ОЭМС) в токнесущей жидкости при взаимодействии тока с собственным магнитным полем, впервые отражена в монографии Института физики АН Латвии [9]. В частности, теоретически обоснована зависимость характерной скорости ЭВТ от плотности тока, плотности жидкости и расстояния между электродами.

М. Ramirez и др. выполнили численное моделирование нагрева ванны 25-тонное ДСППТ при ЭВТ [10]. Показано положительное влияние глубины ванны, силы тока, расхода инертного газа при донной продувке ванны и негативное воздействие длинной дуги и слоя шлака на продолжительность нагрева и усреднения стали по температуре. К недостаткам работы относится то, что глубину ванны варьировали при постоянном ее диаметре, то есть без привязки к массе плавки; задавали силу тока, а не вторичное напряжение и характеристики проводимости токнесущих сред; а в качестве ПЭ рассматривали кольцевой элемент токопроводящей подины, весьма редко используемой на практике.

И. М. Ячиков и И. В. Портнова [11] исследовали ЭВТ применительно к 5-тонное ДСППТ на физической модели в линейном масштабе 1 к 10 с использованием легкоплавких металлов. При наличии одного ПЭ по оси симметрии печи на поверхности ванны наблюдается ЭВТ со средней скоростью 0,2 м/с. При установке двух ПЭ наблюдается увеличение средней скорости ЭВТ на 35%. Смещение оси ПЭ относительно оси верхнего электрода приводит к дополнительному росту данного параметра на 6%. По результатам моделирования рекомендуют установку двух ПЭ минимального сечения с максимально возможным шагом и смещением относительно верхнего электрода. Недостатком работы является невысокая точность измерений (отклонение до 100%), связанная, по-видимому, с масштабным фактором.

О. В. Казак и А. Н. Семко выполнили численные исследования ЭВТ в ванне 100-тонное ДСППТ при варьировании угла наклона стен ванны и положения верхнего торца осесимметрично расположенного ПЭ относительно уровня подины [12, 13]. Показано, что электромагнитная объемная сила достигает 30% объемной силы тяжести и обуславливает ЭВТ с максимальной скоростью 0,5 м/с в области контакта ПЭ с ванной. Переход от цилиндрической ванны к цилиндрико-конической и конической при неизменных диаметре и глубине ведет к росту скорости ЭВТ и сдвигового напряжения на поверхности футеровки, как к фактору ее износа [12], а перемещение торца стальной головки ПЭ выше и ниже уровня подины способствует уменьшению и увеличению скорости ЭВТ соответственно [13]. Вместе с тем, авторы при варьировании формы ванны недостаточно корректно сопос-

твляють результати моделювання, що стосуються к різній масі металу. Не обґрунтовано також механізм управління положенням торця ПЕ для регулювання ЕВТ.

Отримані в роботах [10 – 13] значення середньої швидкості ЕВТ узгоджуються з теоретичними представленнями [9]. Задачу удосконалення геометрії ванни, як співвідношення між діаметром і глибиною при фіксованій масі плавки, для досягнення максимально можливої потужності перемішування при ЕВТ в відомих дослідженнях не розглядали. Дане завдання залишається актуальним, в тому числі в плані співставительної оцінки вимог в промисловості типів ПЕ і їх розташування в ванні, для підвищення енергоефективності ДСППТ.

**Ціль і завдання досліджень.** Робота заключається в оцінці впливу геометрії сталеплавильної ванни при заданій масі плавки, розташування і типу ПЕ на потужність перемішування при ЕВТ – показателя енергоефективності ДСППТ.

**Основний матеріал досліджень.** Параметром, що характеризує металургічну ефективність магнітогідродинамічних процесів в ванні ДСППТ, є удільна потужність перемішування при ЕВТ  $N_{ЭВТ}$ , яка визначається добутком ОЭМС  $\vec{F}_{эм}$ , активного об'єму ванни  $V_a$  і характерної швидкості ЕВТ расплава  $\vec{u}_0$ .

$$N_{ЭВТ} = (\vec{F}_{эм} \cdot V_a \cdot \vec{u}_0) / M. \quad (1)$$

Термін «активний об'єм» застосовується до частини ванни, через яку переважно проходять силові лінії електричного струму між верхнім і подовим електродами і, таким чином, виникає ОЭМС. Приймають, що в межах активного об'єму густина електричного струму зменшується не більше ніж в  $e$  (основання натурального логарифма) раз відносно до максимального значення. ОЭМС є векторним добутком середньої густини електричного струму  $\vec{j}_{cp}$  в сеченні активного об'єму ванни радіусом  $R_a$  і індукції магнітного поля  $\vec{B} = \mu_0 \cdot \vec{H}$ , де  $\mu_0$  – магнітна постійна,  $\vec{H} = \vec{j}_{cp} \cdot \pi \cdot R_a^2 / 2\pi \cdot R_a$  – напруженість магнітного поля по периметру сечення активного об'єму. Рівняння для абсолютної величини ОЭМС з урахуванням геометричних параметрів ванни ДСППТ в скалярній формі набуває вигляду:

$$|F_{эм}| = (\mu_0 / 2) \cdot \vec{j}_{cp}^2 \cdot R_a. \quad (2)$$

Характерна швидкість ЕВТ в активному об'ємі ванни визначається залежністю, отриманою в припущенні рівномірного руху рідини на основі балансу сил інерції і ОЭМС [9]:

$$\vec{u}_0 = \vec{j}_{cp} \cdot h \cdot \sqrt{\mu_0 / \rho}, \quad (3)$$

де  $\rho$  – густина рідини;  $h$  – глибина ванни.

З урахуванням (1 – 3) потужність перемішування при ЕВТ визначається з виразу:

$$N_{ЭВТ} = |\vec{j}_{cp}^3| \cdot R_a^3 \cdot h^2 \cdot \pi \cdot \mu_0^{1.5} / (2 \cdot \rho^{0.5} \cdot M), \quad (4)$$

де  $M$  – маса металу в печі.

Як випливає з (4), суттєвий вплив на потужність перемішування мають густина струму, радіус активного об'єму і глибина сталеплавильної ванни. Для розрахунку потужності перемішування при ЕВТ розроблено методику, яка заключається в чисельному моделюванні двовимірної задачі стаціонарної електропровідності в пакеті прикладних програм ELCUT 6.2 [14] і обробці результатів у вигляді полів густини електричного струму в ванні для оцінки інтегральних показників ЕВТ: ОЭМС, активного об'єму, характерної швидкості, потужності перемішування.

Моделювали розтікання струму в ванні промислової ДСППТ ємністю 12 т в реальному лінійному масштабі. Розв'язання задачі виконується методом кінцевих елементів. Електромагнітні явища в рідині ванни при протіканні електричного струму описуються рівняннями Максвелла (5, 6), узагальненим законом Ома для рухомої середовища (7) і законом збереження електричного заряду (8).

$$\nabla \times \vec{B} = \mu_0 \vec{j}, \nabla \cdot \vec{B} = 0; \quad (5)$$

$$\nabla \times \vec{E} = 0, \nabla \cdot \vec{E} = \rho_e / \epsilon_0; \quad (6)$$

$$\vec{j} = \sigma(\vec{E} + \vec{u} \times \vec{B}); \quad (7)$$

$$\nabla \cdot \vec{j} = 0, \quad (8)$$

де  $\vec{j}$  – густина струму;  $\rho_e$  – густина заряду;  $\vec{B}$  – індукція магнітного поля;  $\vec{E}$  – напруженість електричного поля;  $\sigma$  – удільна електропровідність;  $\mu_0$  – магнітна постійна;  $\epsilon_0$  – електрична постійна;  $\vec{u}$  – швидкість рідини.

Форма сталеплавильної ванни прийнята циліндро-сферична з відношенням елементів по висоті 1 к 1. В моделі варіювали глибину ванни, кількість стержневих ПЕ (один або два), крок між двома ПЕ або зміщення продольної осі ПЕ відносно осі симетрії печі, тип ПЕ (стержневої, пластинчастої). Верхній електрод розташований осесиметрично з умов енергоефективності періоду плавлення шихти електричної дугою. Глибину ванни, при даній масі плавки, співносили з діаметром ванни через рівняння об'єму тіла обертання. Розглянуто два варіанти ванни: стандартна і «глибока» з урахуванням обмежень [8]. Все роз-

меры приведены в табл. 1.

Модель включает расчетные блоки и границы, указанные на рис. 2, а (стандартная ванна) и рис. 3, а («глубокая» ванна), характеристики которых даны в табл. 1. Для оставшихся граней в модели граничным условием является электрическая изоляция.

В полученное поле плотности тока на среднем по глубине горизонте ванны вводили контур (рис. 2, а, 3 а), на котором анализировали распределение параметра по радиальной координате. При этом определяли радиус активного объема и среднюю величину плотности тока  $j_{cp}$  как полусумму максимального  $j_{max}$  и условного  $j_{max} / e$  значений, входящие в зависимость (4) для искомой мощности перемешивания при ЭВТ.

Электродинамическое давление дуги на поверхность расплава не учитывали ввиду сопоставительного (относительного) характера выполняемого анализа.

Результаты моделирования в виде полей плотности тока приведены на рис. 2 (стандартная ванна) и рис. 3 («глубокая» ванна) для вариантов: а) осесимметрично расположенный ПЭ стержневого типа – базовый вариант, б) два симметрично установленных ПЭ стержневого типа; в) смещенный от оси симметрии ПЭ стержневого типа; г) ПЭ пластинчатого типа.

Таблица 1 – Исходные данные численного моделирования

Блок (Б)/ грань (Г) и порядковый номер на рис. 2, 3	Электропроводность для блока. Потенциал для грани	Размеры, м (рис. 2, 3)	
		Стандартная ванна $D_6 = 2,30; H_6 = 0,60;$ $L = (0 \dots 75) \cdot D_6; B = L/2$	«Глубокая» ванна $D_6 = 1,7; H_6 = 1,0;$ $L = (0 \dots 75) \cdot D_6; B = L/2$
Электрод верхний графитированный (Б1)/ Катод (Г1)	105000 См/м [15] (-)150 В	$dr = 0,4$	
Электрическая дуга (Б2)	5600 См/м [16,17]	Диаметр 0,08; длина 0,15 [10]	
Жидкий шлак (Б3)	110 См/м [18]	Толщина слоя 0,10 м	
Жидкая сталь (Б4)	730000 См/м [19]	В соответствии с размерами ванны	
Стальная часть ПЭ (Б5)/ Анод (Г2)	1200000 См/м (+) 150 В [20]	$d_{nc} = 0,20$ для ПЭ стержневого типа	
		$d_m = (0,5 \dots 0,75)D_6$ для ПЭ пластинчатого типа	

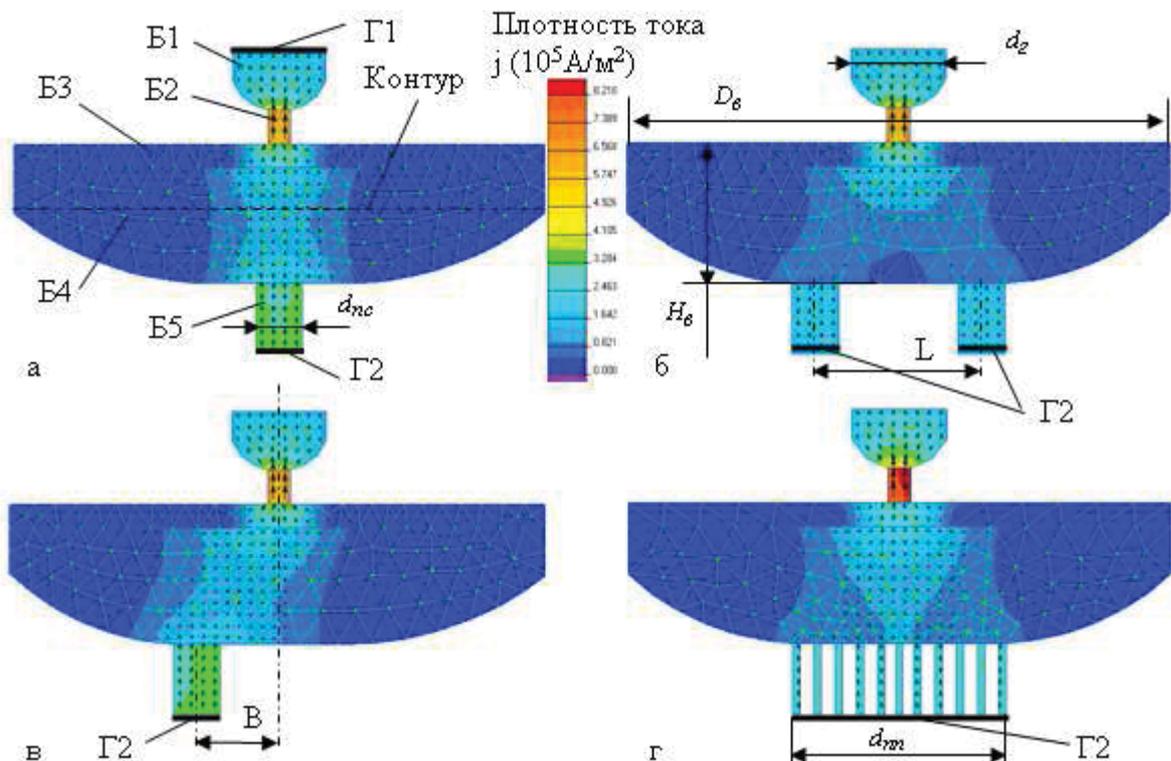


Рис. 2 – Поле плотности электрического тока в 12-тонной ДСПИТ со стандартной ванной: а – осесимметричный ПЭ стержневого типа; б – два ПЭ стержневого типа; в – смещенный ПЭ стержневого типа; г – ПЭ пластинчатого типа. Остальные обозначения – в табл. 1.

На рис. 4 представлены зависимости плотности тока от радиальной координаты на середине глубины стандартной (I) и «глубокой» (II) ванны для вариантов ПЭ а, б, в, г.

Оценка мощности перемешивания ванны при ЭВТ по (4) в зависимости от геометрических соотношений ванны и ПЭ приведены на рис. 5 для вариантов ПЭ а, б, в, г. Интегральные показатели, характеризующие ЭВТ

для рассматриваемых вариантов при их реализации (с учетом накладываемых ограничений на  $L, B, d_{mn}$ ) для достижения максимальной мощности перемешивания, приведены в табл. 2.

Согласно приведенным данным максимальная плотность тока наблюдается в дуге, катодном пятне и ПЭ (рис. 2, 3). Оценка силы тока во вторичной цепи ДСППТ приводит к величине 4 – 6 кА, что соответствует практике и свидетельствует о достаточно корректном задании электропроводности сред в расчетных блоках (табл. 1). Распределение плотности тока в ванне при осесимметричном расположении ПЭ (рис. 2, а, 2 з, 3 а, 3 з,) близко к нормальному (рис. 4-1а, 4-1а, 4-1г, 4-1г) и согласуется с данными [10]. При симметричной установке второго электрода стержневого типа (рис. 2, б, 3, б) на кривой плотности тока появляются два максимума по осям ПЭ (рис. 4-1б, 4-1б). Смещение продольной оси ПЭ относительно оси симметрии ванны (рис. 2, в, 3, в) искажает картину нормального распределения и увеличивает плотность тока в ванне (рис. 4-1в, 4-1в).

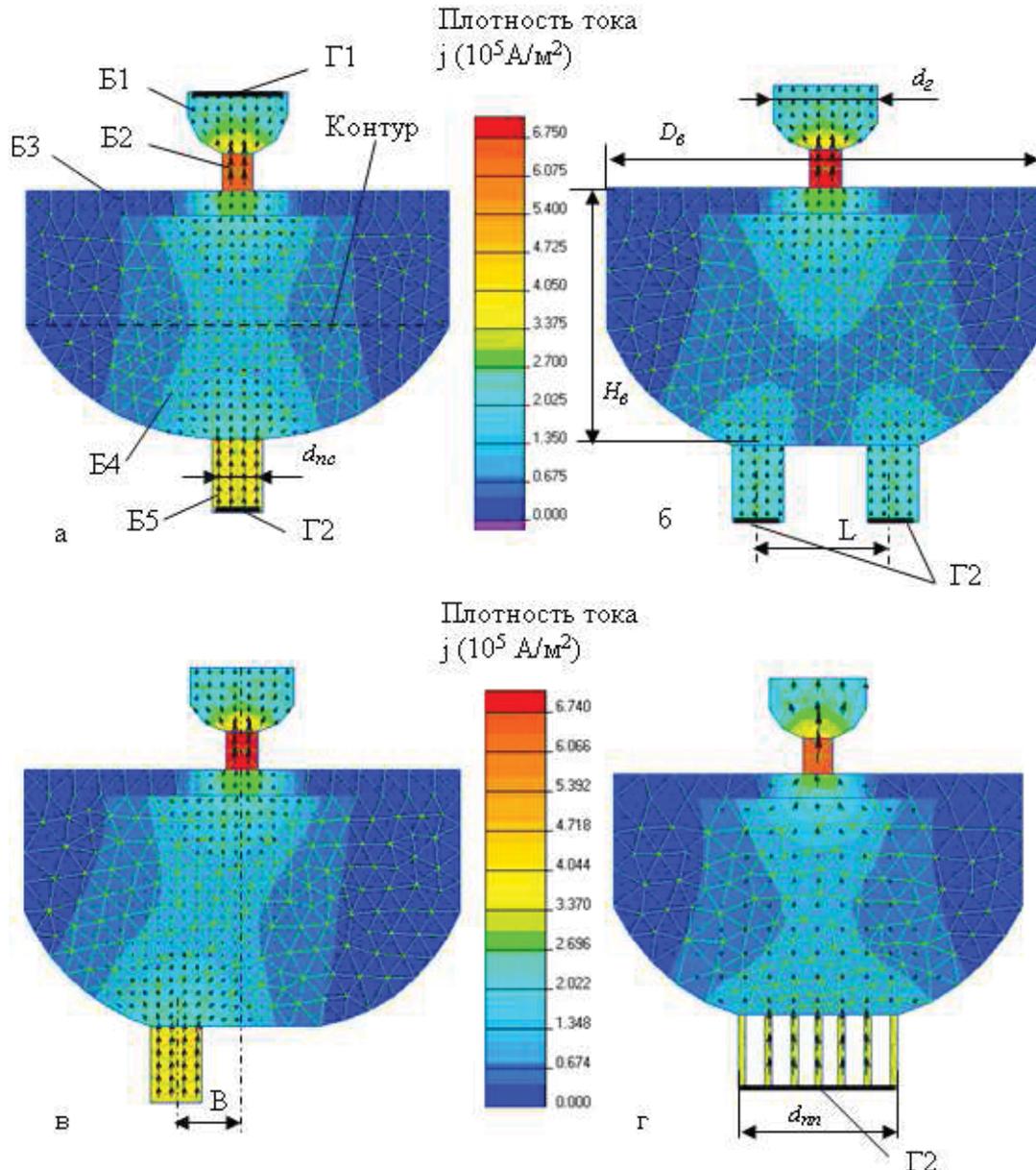


Рис. 3 – Поле плотности электрического тока в 12-тонной ДСППТ с «глубокой» ванной: а – осесимметричный ПЭ стержневого типа; б – два ПЭ стержневого типа; в – смещенный ПЭ стержневого типа; з – ПЭ пластинчатого типа. Остальные обозначения – в табл. 1.

Расчетные значения характерной скорости ЭВТ от 0,27 до 0,86 м/с (табл. 2) согласуются с данными численного и физического моделирования [10 – 13]. Мощность перемешивания при ЭВТ, оцененная для рассмотренных вариантов геометрии системы ванна – ПЭ, находится в пределах от 11 для базового варианта ПЭ в стандартной ванне до 105 Вт/т при смещенном ПЭ в «глубокой» ванне (табл. 2). По порядку величины данный показатель соответствует мощности пневматического перемешивания при продувке сталеплавильной ванны инертным газом через донную пористую пробку [21].

При переходе от стандартной ванны (рис. 2) к «глубокой» (рис. 3) все параметры ЭВТ: активный относительный объем ванны, ОЭМС, характерная скорость течения и мощность перемешивания существенно возрас-

тают для данного варианта ПЭ (табл. 2, рис. 5). Так, показатель роста  $N_{ЭВТ}$  для вариантов ПЭ составляет:  $a - 8,4$  раза,  $b - 2,9$  раза,  $в - 1,25$  раза,  $г - 3,5$  раза. При существенном смещении ПЭ стержневого типа от оси симметрии печи (рис. 2,  $в, 3, в$ ) роль глубины ванны в развитии ЭВТ уменьшается ввиду роста межэлектродного расстояния как фактора, определяющего основные характеристики ЭВТ. Однако при этом следует ожидать усиление негативного воздействия ЭВТ на футеровку вследствие приближения ПЭ к стенам ванны.

ПЭ стержневого типа в большинстве случаев обеспечивают более высокую мощность перемешивания при ЭВТ, особенно в «глубокой» ванне, чем ПЭ пластинчатого типа. Исключение составляет базовый вариант расположения ПЭ в стандартной ванне, который менее эффективен ПЭ пластинчатого типа (рис. 5, табл. 2).

Характер влияния установки второго ПЭ и смещения ПЭ стержневого типа соответствуют данным [11]. При установке двух ПЭ стержневого типа в стандартной ванне (рис. 2, б), в сравнении с базовым вариантом (рис. 2, а) существенно возрастают активный объем, и мощность перемешивания (до 3 раз), несмотря на некоторое снижение плотности тока в ванне и характерной скорости ЭВТ (рис. 4-Іб, табл. 2). Смещение ПЭ в стандартной ванне представляется более эффективным, чем установка второго электрода и позволяет увеличить мощность перемешивания более чем в 8 раз в сравнении с базовым вариантом (табл. 2) за счет более высокой плотности тока в ванне (рис. 4-Ів) и увеличения расстояния между ПЭ и катодом. В «глубокой» ванне преимущества схемы с двумя ПЭ и со смещенным ПЭ практически нивелируется, а наименее затратный базовый вариант расположения ПЭ обеспечивает весьма высокие результаты за счет оптимального соотношения ОЭМС, плотности тока и характерной скорости ЭВТ (табл. 2).

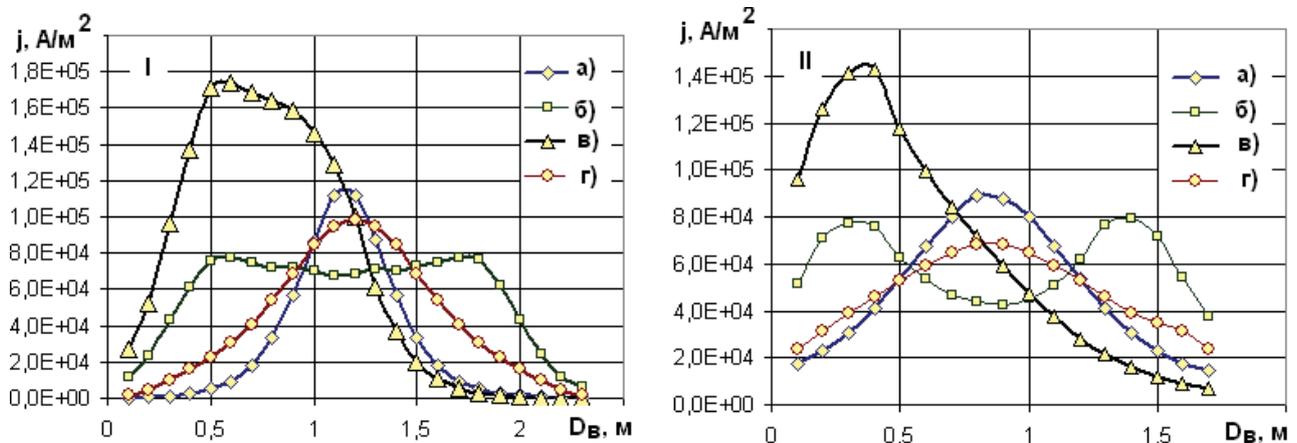


Рис. 4 – Распределение плотности тока  $j$  по диаметру ванны  $D_в$  на середине глубины в стандартной (I) и «глубокой» (II) ванне. Варианты ПЭ а, б, в, г соответствуют рис. 2, рис. 3.

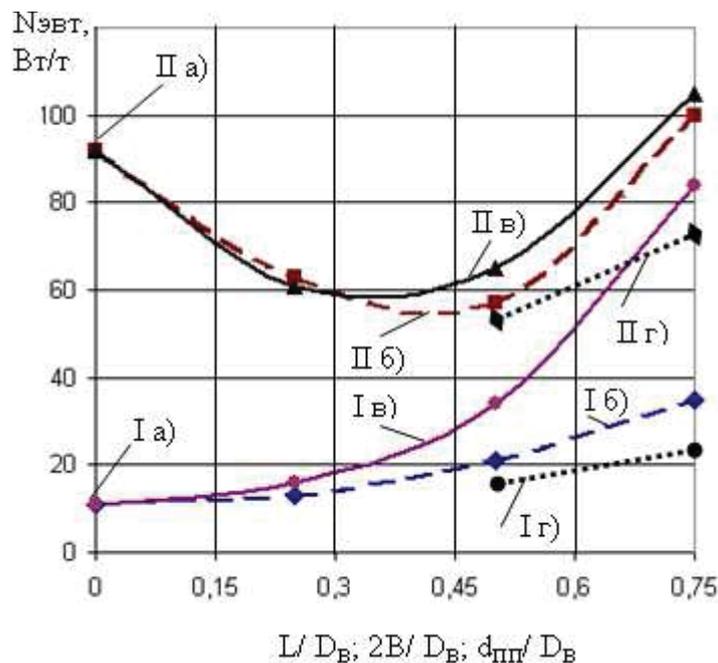


Рис. 5. Зависимость мощности перемешивания ЭВТ  $N_{ЭВТ}$  в 12-тонной ДСППТ со стандартной (индекс I) и «глубокой» (индекс II) ванный от относительных параметров геометрии: шага между ПЭ стержневого типа  $L/D_в$ , смещения ПЭ стержневого типа  $2B/D_в$  и диаметра ПЭ пластинчатого типа  $d_{ПП}/D_в$ . Варианты ПЭ а, б, в, г соответствуют рис. 2, рис. 3.

Продолжительность усреднения ( $\tau_{mix}$ , с) жидкой стали по температуре и химическому составу (с точностью 5 % от теоретического значения, принятой в промышленности) связана с мощностью перемешивания ( $N$ , Вт/т) эмпирической зависимостью вида [22]:

$$\tau_{mix} = k \cdot N^{-0,4}, \quad (9)$$

где  $k$  – коэффициент, равный 800 для агрегата типа ковш-печь.

Таблица 2 – Расчетные средние показатели ЭВТ в ванне 12-тонной ДСППТ

Показатель, размерность.	В стандартной ванне для вариантов ПЭ (рис. 2).				В «глубокой» ванне для вариантов ПЭ (рис. 3).			
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>в</i>	<i>г</i>	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>в</i>	<i>г</i>
Плотность тока в ванне, кА/м <sup>2</sup>	79	52	121	67	61	56	99	47
Относительный активный объем ванны, %	10,2	84,1	29,7	28,6	60,6	99,3	63,4	100
Объемная электромагнитная сила, Н	208	1472	1592	643	1391	2468	1460	1622
Характерная скорость ЭВТ в ванне, м/с	0,63	0,27	0,64	0,48	0,82	0,49	0,86	0,57
Мощность перемешивания, Вт/т	11	35	84	22	92	100	105	77

Основываясь на данных численного моделирования, в ДСППТ с «глубокой» ванной мощность перемешивания, в среднем, для рассмотренных вариантов ПЭ увеличивается в 4 раза в сравнении со стандартной ванной. При этом, согласно (9), следует ожидать сокращение периода доводки стали, которая лимитируется процессами усреднения ванны по температуре и химическому составу, в 1,7 раза. Учитывая долю данного периода в общей длительности плавки в среднем 25 %, сокращение времени плавки составит около 9 %, а экономия электроэнергии, при ее среднем удельном расходе в дуговых печах малой вместимости 850 кВтч/т, ожидается около 77 кВтч/т.

**Выводы.** Оценка мощности перемешивания при ЭВТ в ДСППТ малой вместимости по результатам численного моделирования растекания электрического тока в ванне позволяет обоснованно подходить к выбору геометрии ванны, типа и расположения ПЭ.

При переходе от стандартной ванны к «глубокой» в 12-тонной ДСППТ появляется возможность снижения продолжительности плавки и, соответственно, удельного расхода электроэнергии на 9 % за счет увеличения мощности перемешивания ЭВТ. В печи с «глубокой» ванной можно ограничиться установкой одного ПЭ стержневого типа по оси симметрии, что позволит дополнительно уменьшить затраты на ПЭ, потери тепла с охлаждающей водой и минимизировать локальный износ футеровки.

Если реализация «глубокой» ванны затруднена конструктивными ограничениями, для повышения энергоэффективности ДСППТ, работающей по классической технологии, целесообразно установить один ПЭ стержневого типа, смещенный от оси симметрии печи на определенное расстояние, которое является компромиссным решением с учетом локального износа футеровки.

ПЭ пластинчатого типа в ДСППТ малой вместимости, работающей по классической технологии без оставления «болота», менее энергоэффективен, чем ПЭ стержневого типа.

#### Список литературы

1. Lupi S. Fundamentals of Electroheat : Electrical Technologies for Process Heating // © Springer International Publishing Switzerland. – 2017. – 620 p.
2. Toulouevski Yu. N., Zimurov I. Y. Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection. – Berlin : Springer-Verlag, 2010. – 258 p.
3. Малиновский В. С., Власова И. Б., Малиновский В. Д. Технические-экономические результаты промышленного освоения дуговых печей постоянного тока нового поколения // Черная металлургия : Бюллетень ЦНТИ (РФ). – 2010. – № 2. – С. 26 – 40.
4. Тищенко П. И., Тищенко А. П., Тимошенко С. Н., Фридман М. А. Подовый электрод дуговой печи постоянного тока // Металлургическая и горнорудная промышленность (Украина). – 2012. – № 7. – С. 282 – 284.
5. Лопухов Г. А. Подовый электрод дуговой сталеплавильной печи постоянного тока конструкции фирмы «Danieli» // Электromеталлургия (РФ). – 2004. – № 6. – С. 48 – 51.
6. SIMETAL EAF – solutions for electric arc furnaces. – Режим доступа : <http://www.congnhe-sx.com/upload/files/SIMETAL-EAF-en.pdf>. – дата звертання : 01 серпня 2017.
7. Adachi T. The jumbo size 420-ton EAF at Tokyo Steel, Japan // MPT International. – 2012. – No. 2. – pp. 54 – 62.
8. Timoshenko S. N. Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace // Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных работ. – Днепропетровск, 2016. – Вып. 3 (104). – С. 33 – 39.
9. Боярович В. В., Фрейберг Я. Ж., Шилова Е. И., Щербинин Э. В. Электровихревые течения. – Рига : Зинатне, 1985. – 315 с.
10. Ramirez M. Modeling of a DC Electric Arc Furnace—Mixing in the Bath // ISIJ International. – 2001. – vol. 41. – No. 10. – pp. 1146 – 1155.
11. Ячиков И. М., Портнова И. В. Характер электровихревого течения металла в ванне дуговой печи постоянного тока // Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований (РФ). – 2015. – № 6. – С. 422 – 426.
12. Казак О. В., Семко А. Н. Электровихревые течения в дуговых печах постоянного тока. – Донецк : Ноулдидж, 2013. – 134 с.
13. Kazak O. Modeling of vortex flows in direct current electric arc furnace with different bottom electrode positions // Metallurgical and Materials Transactions B. – 2013. – vol. 44. – No. 5. – pp. 1243 – 1250.
14. Моделирование электромагнитных, тепловых и упругих полей методом конечных элементов. Версия 6.3. Руководство пользователя. – Санкт-Петербург, ООО «Тор», ELCUT®. – Режим доступа : <https://elcut.ru/demo/manual.pdf>. – Дата звертання : 01 вересня 2017.
15. Properties and characteristics of graphite. – © Poco Graphite Inc., 2015. 42p. – Режим доступа : <https://www.entegris.com/content/dam/web/resources/manuals-and-guides/manual-properties-and-characteristics-of-graphite-109441.pdf>. – Дата звертання : 01 серпня 2017.
16. Panoiu M., Panoiu C., Sora I. Modeling of three phase electric arc furnace // Acta Electrotehnica (Romania). – Vol. 48. – No. 2. – 2007. – pp. 124 – 132.

17. Jones R., Reynolds Q., Curr T., Sager D. Some myths about DC arc furnaces // Journal of Southern African Institute of Mining and Metallurgy. – Johannesburg, March 2011. – pp. 15 – 31. – Режим доступу : <http://www.mintek.co.za/Pyromet/Files/2011Jones1.pdf>. – Дата звертання : 03 серпня 2017.
18. Sorek A., Popielska-Ostrowska P., Niesler M. Research of electrical conductivity of synthetic powders // Archives of Materials Science and Engineering (Poland). – 2012. – vol. 57. – Issue 2. – pp. 53 – 56.
19. Van Zytveld J. Electrical resistivity of liquid transition metals // Journal de physique (USA). – 1980. – vol. 41. – No. 8. – pp. 503 – 506.
20. Шшишков М. М. Марочник сталей і сплавів. Справочник. – Донецк : Юго-Восток, 2002. – 456 с.
21. Ghosh A. Secondary Steelmaking. Principles and Applications. – Boca Raton – London – New York – Washington DC : CRC Press, 2000. – 344 p.
22. Nakanishi K., Fujii T., Szekely J. Possible relationship between energy dissipation and agitation in steel processing operations // Ironmaking & Steelmaking. – 1975. – No. 3. – pp. 193 – 194.

## References (transliterated)

1. Lupi S. *Fundamentals of Electroheat : Electrical Technologies for Process Heating*. © Springer International Publishing Switzerland, 2017. 620 p.
2. Toulouevski Yu. N., Zinurov I. Y. *Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection*. Berlin, Springer-Verlag Publ., 2010. 258 p.
3. Malinovskiy V. S., Vlasova I. B., Malinovskiy V. D. Tekhniko-ekonomicheskiye rezultaty promyshlennogo osvoyeniya dugovykh pechey postoyannogo toka novogo pokoleniya [Technical and economic results of industrial development of new generation DC arc furnaces]. *Chernaya metallurgiya : Byulleten' TSNTI (Russia)* [Ferrous Metallurgy: Bulletin of the CSTI (Russia)]. 2010, no. 2, pp. 26–40.
4. Tishchenko P. I., Tishchenko A. P., Timoshenko S. N., Fridman M. A. Podovyy elektrod dugovoy pechi postoyannogo toka [Bottom electrode of DC arc furnace]. *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost' (Ukraina)* [Metallurgy and mining industry (Ukraine)]. 2012, no. 7, pp. 282–284.
5. Lopukhov G. A. Podovyy elektrod dugovoy staleplavil'noy pechi postoyannogo toka konstruktzii firmy "Danieli" [Bottom electrode of DC steel arc furnace by "Danieli" Company]. *Elektrometallurgiya (Russia)* [Electric metallurgy (Russia)]. 2004, no. 6, pp. 48–51.
6. SIMETAL EAF – solutions for electric arc furnaces. Available at: <http://www.congnge-sx.com/upload/files/SIMETAL-EAF-en.pdf>. (accessed 01.08. 2017)
7. Adachi T. The jumbo size 420-ton EAF at Tokyo Steel, Japan. *MPT International*. 2012, no. 2, pp. 54–62.
8. Timoshenko S. N. Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace. *Sistemnye tekhnologii. Regional'nyy mezhdunarodnyy sbornik nauchnykh rabot* [System Technologies. Regional interuniversity collection of scientific works]. Dnipropetrovsk, Issue 3 (104), 2016, pp. 33–39.
9. Boyarevich V. V., Freyberg Y. Z., Shilova Ye. I., Shcherbinin E. V. Elektrovikhrevyye techeniya [Electro-vortex flows]. Riga, Zinatne Publ., 1985. 315 p.
10. Ramirez M. Modeling of a DC Electric Arc Furnace—Mixing in the Bath. *ISIJ International*. 2001, vol. 41, no. 10, pp. 1146–1155.
11. Yachikov I. M., Portnova I. V. Kharakter elektrovikhrevogo techeniya metalla v vanne dugovoy pechi postoyannogo toka [The nature of the vortex flow of metal in the bath of a DC arc furnace]. *Mezhdunarodnyy zhurnal prikladnykh i fundamental'nykh issledovaniy (Russia)* [International journal of applied and fundamental research (Russia)]. 2015, no. 6, pp. 422–426.
12. Kazak O. V., Semko A. N. Elektrovikhrevyye techeniya v dugovykh pechakh postoyannogo toka [Electro-vortex flows in DC arc furnaces]. Donetsk, Noulidzh Publ., 2013. 134 p.
13. Kazak O. Modeling of vortex flows in direct current electric arc furnace with different bottom electrode positions. *Metallurgical and Materials Transactions B*. 2013, vol. 44, no. 5, pp. 1243–1250.
14. Modeling of electromagnetic, thermal and elastic fields by the finite element method. Version 6.3. User guide. St. Petersburg, LLC "Tor" Publ., ELCUT®. Available at: <https://elcut.ru/demo/manual.pdf>. (accessed 01. 09. 2017)
15. *Properties and characteristics of graphite*. © Poco Graphite Inc. Publ., 2015. 42p. Available at: <https://www.entegris.com/content/dam/web/resources/manuals-and-guides/manual-properties-and-characteristics-of-graphite-109441.pdf>. (accessed 01. 08. 2017)
16. Panoiu M., Panoiu C., Sora I. Modeling of three phase electric arc furnace. *Acta Electrotehnica (Romania)*. 2007, vol. 48, no. 2, pp. 124–132.
17. Jones R., Reynolds Q., Curr T., Sager D. Some myths about DC arc furnaces. *Journal of Southern African Institute of Mining and Metallurgy*. Johannesburg, March 2011, pp. 15–31. Available at: <http://www.mintek.co.za/Pyromet/Files/2011Jones1.pdf>. (accessed 03. 08. 2017)
18. Sorek A., Popielska-Ostrowska P., Niesler M. Research of electrical conductivity of synthetic powders. *Archives of Materials Science and Engineering (Poland)*. 2012, vol. 57, Issue 2, pp. 53–56.
19. Van Zytveld J. Electrical resistivity of liquid transition metals. *Journal de physique (USA)*. 1980, vol. 41, no. 8, pp. 503–506.
20. Shishkov M. M. *Marochnik staley i splavov. Spravochnik* [Steels and alloys. Reference book]. Donetsk, Yugo-Vostok Publ., 2002. 456 p.
21. Ghosh A. *Secondary Steelmaking. Principles and Applications*. Boca Raton – London – New York – Washington DC, CRC Press Publ., 2000. 344 p.
22. Nakanishi K., Fujii T., Szekely J. Possible relationship between energy dissipation and agitation in steel processing operations. *Ironmaking & Steelmaking*. 1975, no. 3, pp. 193–194.

Поступила (received) 06.10.2017

## Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

**Моделювання геометрії сталеплавильної ванни та подового електроду дугової печі постійного струму з метою підвищення її енергоефективності / С. М. Тимошенко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Харків : НТУ «ХПІ», 2017. – № 30 (1252). – С. 116 – 124. Бібліогр.: 22 назви. – ISSN 2222-0631.**

**Моделирование геометрии сталеплавильной ванны и подового электрода дуговой печи постоянного тока с целью повышения ее энергоэффективности / С. Н. Тимошенко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Харків : НТУ «ХПІ», 2017. – № 30 (1252). – С. 116 – 124. Бібліогр.: 22 назви. – ISSN 2222-0631.**

**Modeling geometry of steelmaking bath and bottom electrode of DC arc furnace aimed at increasing its energy efficiency / S. M. Timoshenko // Bulletin of National Technical University «KhPI». Series: Mathematical modeling in engineering and technologies. – Kharkiv : NTU «KhPI», 2017. – № 30 (1252). – pp. 116 – 124. Bibliog.: 22 titles. – ISSN 2222-0631.**

**Тимошенко Сергій Миколайович** – кандидат технічних наук, докторант, Донецький національний технічний університет, м. Покровськ; тел.: (066) 556-14-59; e-mail: stimoshenko155@gmail.com.

**Тимошенко Сергей Николаевич** – кандидат технических наук, докторант, Донецкий национальный технический университет, г. Покровск; тел.: (066) 556-14-59; e-mail: stimoshenko155@gmail.com.

**Timoshenko Sergii Mykolaevich** – Candidate of Engineering Sciences, doctoral student, Donetsk National Technical University, Pokrovsk; tel.: (066) 556-14-59; e-mail: stimoshenko155@gmail.com.

УДК 519.85; 519.7

**Н. Є. ХАЦЬКО**

### СУЧАСНІ МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ КОМПЕНСАЦІЇ ПОХИБОК ІНЕРЦІАЛЬНИХ ДАТЧИКІВ ДЛЯ ЗАСТОСУВАННЯ В ЕКСПЕРИМЕНТАХ ПО КАЛІБРУВАННЮ

Розглядаються методи калібрування інерційних датчиків і математичні моделі компенсації їх помилок, що дозволяють ідентифікувати оцінки параметрів цих моделей при проведенні натурних експериментів з калібрування. Огляд проводиться за матеріалами останніх десяти років. Аналіз літератури привів до виділення універсальної математичної моделі, що використовується в більшості експериментів. Також виділені типові фактори, які зазвичай враховуються в побудові моделей і розробці планів експериментів. Отримані результати в подальшому можуть бути корисними для вибору доступного і припустимого методу калібрування окремого інерціального модуля.

**Ключові слова:** калібрування інерціального датчика, математична модель компенсації похибок, зсув нуля.

Рассматриваются некоторые математические модели, применяемые в последнее десятилетие для калибровки инерциальных датчиков. Внимание к математическим моделям компенсации ошибок датчиков вызвано широким применением метода алгоритмической компенсации погрешностей инерциальной системы во время ее функционирования. В статье определены несколько основных математических моделей для ошибок гироскопов и акселерометров. Анализ литературы позволил выявить факторы, на которые нужно обращать внимание при разработке математических моделей для датчиков, работающих на разных физических принципах, также привел к выделению универсальной математической модели, используемой в большинстве экспериментов. Полученные выводы могут быть использованы в дальнейшем при выборе доступного метода калибровки для отдельного инерциального модуля.

**Ключевые слова:** калибровка инерциального датчика, математическая модель компенсации ошибок, смещение нуля, несоосность осей датчика.

In this paper some of the mathematical models applied for calibration of inertial sensors in the last decade are considered. The attention that has been received by the mathematical models of sensor errors is mainly due to the wide application of the method of algorithmic compensation of errors in the inertial system during its operation. As a whole, calibration is limited to estimating the key errors: scale factor, offset and misalignment of the sensor axes. In the paper several basic mathematical error models of gyroscopes and accelerometers are defined. The analysis of the literature made it possible to determine the factors that must be taken into account when developing mathematical models for sensors operating on different physical principles, and also led to the identification of a universal mathematical model used in the most experiments. The main result of this review is the understanding that individual calibration of sensors, even without using precision stands, can significantly increase the accuracy of the inertial unit and is an indispensable stage of operation, especially for mass production sensors. The obtained conclusions can be used in the future when choosing an available calibration method for an individual inertial module.

**Key words:** calibration of the inertial sensor, mathematical model of error compensation, zero drift, sensor axes misalignments.

**Вступ.** Попри наявність супутникової навігації традиційне інерціальне обчислення широко використовується для отримання навігаційних параметрів рухомих об'єктів. Сталості використання сприяє те, що метод є автономним і завжди здатен з деякими припущеннями забезпечити оцінку місця розташування. Відомі недоліки цього методу, такі як потреба в налаштуванні перед кожним сеансом експлуатації та накопичування похибки системи з часом. Якщо накопичена похибка стає занадто великою, її можна скорегувати за допомогою зовнішніх допоміжних засобів, тим самим, повернутися до початкової точності роботи системи. Але, за природою числення, похибки знову будуть зростати з тією ж швидкістю, яка залежить від точності інерціальних датчиків системи – *гіроскопів* та *акселерометрів*. Якщо придушити похибки кожного окремого датчика інерційної системи, то процес накопичення помилки всієї системи сповільниться і точність її роботи підвищиться.

Серед сучасних методів підвищення точності інерціальних вимірів, разом з розвитком технології виробництва датчиків, широко застосовуються методи алгоритмічної компенсації похибок на основі математичних моделей вимірів. Такий підхід дозволяє підвищити точність роботи інерціальних датчиків без великих додаткових витрат. Відомим напрямком є алгоритмічна корекція первісної інформації з використанням фіксованих оцінок похибок датчиків та інерціального модуля в цілому. У цих методах на перший план висувається відповідність математичної моделі похибок реальним, а не теоретичним, вимірам фізичних явищ, та алгоритмам калібрування, тобто планам або послідовностям певних дій у калібрувальному експерименті для оцінки параметрів математичної моделі.

Слід зазначити, що сучасною світовою тенденцією є здешевлення виробництва та експлуатації інерційних систем. Цьому сприяє розвиток технології виробництва датчиків на мікро-електро-механічних системах (МЕМС). Вони відрізняються малими масо-габаритними характеристиками, малою вартістю і порівняно невисокою точністю вимірювань. Точність інерціальних МЕМС-датчиків пропорційна їх вартості, і дешеві датчики