

УДК:621.365.22

**С.М. Тімошенко**, канд. техн. наук, ст. наук. співр., ст. наук. співр. каф. промислової теплоенергетики, e-mail: stimoshenko155@gmail.com

**М.В. Губинський**, д-р. техн. наук, проф., проф. каф. промислової теплоенергетики, e-mail: gubinm58@gmail.com

Національна металургійна академія України (Дніпро, Україна)

## Глибока ванна – шлях до інтенсифікації процесів тепломасообміну і підвищення енергоефективності дугової сталеплавильної печі

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Теплові втрати випромінюванням в дуговій сталеплавильній печі (ДСП) значною мірою обумовлені традиційними уявленнями технологів про доцільність неглибокої плоскої ванни з відношенням діаметра до глибини 5,0–5,5, на відміну від «глибокої» ванни в конвертері з відношенням діаметра до глибини, близьким до 1. Чисельні дослідження показали можливість зниження втрат енергії випромінюванням на 8,5–49 % залежно від реалізованого енерготехнологічного режиму, за рахунок впровадження «глибокої» ванни в ДСП. Разом з тим, вплив геометрії сталеплавильної ванни на процеси тепломасопереносу в робочому просторі, які визначають тривалість електроплавки, а, отже, енергоефективність ДСП, досліджено недостатньо.

**Мета і методи досліджень.** Роботу присвячено дослідженню впливу геометричних параметрів на тепломасоперенос в обсязі сталеплавильної ванни і на границях фаз. Методика полягає в чисельному моделюванні процесів тепломасообміну на основі математичної моделі циркуляції рідкого металу при пневматичному перемішуванні.

**Новизна і наукове значення досліджень.** Отримала розвиток концепція підвищення енергоефективності ДСП шляхом інтенсифікації процесів тепломасообміну за рахунок вдосконалення геометрії сталеплавильної ванни.

**Практична цінність.** На основі розробленої циркуляційної моделі пневматичного перемішування встановлено, що при зниженні відношення діаметра до глибини сталеплавильної ванни від традиційного значення 5–5,5 до оптимального, для даного енерготехнологічного режиму, значення 2,5–1,8 при незмінній масі плавки стає можливим: інтенсифікація плавлення скрапу в рідкій ванні на 13–25 %, дефосфорації сталі на 3–25 %, гомогенізації ванни в 1,15–3 рази і зниження втрат заліза при випаровуванні в зоні дуги на 10–12 %.

**Ключові слова:** електродугова сталеплавильна піч, глибока ванна, циркуляційна модель, тепломасоперенос, енергоефективність.

**Вступ.** Дугові сталеплавильні печі (ДСП) забезпечують близько третини світового виробництва сталі, головним чином, завдяки гнучкості щодо вихідної шихти, відносної незалежності окислювального потенціалу в робочому просторі від енергогенерації і можливості диверсифікації джерел енергозабезпечення. Низький тепловий коефіцієнт корисної дії (ККД) на рівні 70–75 % при ритмічній роботі ДСП, і значно менший – в печах ливарного класу через тривалі простої обумовлює актуальність зменшення теплових втрат і, таким чином, підвищення енергоефективності.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій. Постановка проблеми.** Згідно з дослідженнями Ю. Тулуєвського і І. Зінурова [1, 2], Н. Pfeifer і М. Kirschen [3, 4], до 90 % втрат енергії в ДСП «великої» металургії відбувається з відхідними газами і випромінюванням, що поглинається водоохолоджуваними елементами робочого простору.

Для зниження втрат теплоти випромінюванням провідні компанії «Siemens-VAI» (ФРН, Австрія) і «Danieli» (Італія) використовують теплоакуючі і теплоізоляційні властивості гарнісажу, що утворюється завдяки конструктивним особливостям водоохолоджуваних панелей [5, 6].

Проблеми засвоєння енергії в ДСП надвисокої потужності ( $\geq 1,2$  МВА/т) актуалізують задачі зниження і утилізації втрат теплоти, диверсифікації енергозабезпечення. Компанії «Tenova» (Італія), «Siemens-VAI», «JP Steel Plantech» (Японія), «SMS Siemag» (ФРН) розвивають концепцію FAF (fuel arc furnace) з широким (до 40–50 % потрібної енергії) використанням в ДСП більш дешевих первинних джерел енергії [7–9]. Інноваційні «flat bath» процеси «Consteel», «EcoArc», «COSS», «Quantum» передбачають утилізацію теплоти відхідних газів ДСП для попереднього нагріву скрапу [7, 10, 11]. Поширення технологій стримує емісія парникових газів та PCDD/F.

В сучасних надпотужних ДСП певна частина металошихти (по оцінкам, до 7–15 %) втрачається випаровуванням в зоні дугових плям [12] і вноситься з плавильним пилом із печі. Ці втрати також негативно впливають на енергоефективність ДСП.

Втрати випромінюванням обумовлені, значною мірою, традиційними уявленнями технологів про доцільність неглибокої плоскої ванни з відношенням діаметру до глибини  $D_b/H_b = 5,0-5,5$  [13], на відміну від глибокої ванни в конвертері з  $D_b/H_b$ , близьким до 1. Проведені чисельні дослідження [14, 15] показали можливість зниження втрат енергії з водою на 8,5–49 % в залежності від реалізуемого енерготехнологічного режиму (ЕТР), завдяки зменшенню  $D_b/H_b$  до 2,5–1,8.

Малодослідженим залишається вплив геометрії сталеплавильної ванни на процеси тепломасообміну в робочому просторі, що визначають тривалість електроплавки, а, отже, і енергоефективність ДСП.

**Мета, задачі і методика досліджень.** Роботу присвячено дослідженню впливу геометричних параметрів на процеси тепломасообміну в об'ємі сталеплавильної ванни і на границях фаз при незмінній масі плавки. Методика полягає в чисельному моделюванні процесів на основі математичної моделі циркуляції рідкого металу при пневматичному перемішуванні.

**Матеріал досліджень.** В процесі інжекції інертного газу через продувний вузол з витратою  $Q_0$  в ванні виникає двофазна газометалічна область, що є рушійною силою циркуляції (рис. 1). Параметри області: газоміст  $\varphi$  і кут розкриття  $\gamma$  визначаються емпіричними залежностями G. Krishnamurthy, S. Mehrotra, A. Ghosh від  $Q_0, D_b, H_b$  [16, 17]. В умовному контурі циркуляції метал рухається зі швидкістю  $u_m$  в двофазній області та  $u_{av}$  на периферії, згідно з емпіричними даними D. Mazumdar і R. Guthrie [18]:

$$u_m = 4,5Q_0^{0,33} \cdot H_b^{0,25} / (0,5D_b)^{0,33}; \quad (1)$$

$$u_{av} = 0,79Q_0^{0,33} \cdot H_b^{0,25} / (0,5D_b)^{0,67}. \quad (2)$$

В моделі, з урахуванням (1, 2),  $\varphi, \gamma$ , визначається інтенсивність циркуляції  $M_c$ , т/с та тривалість циклу циркуляції  $\tau_c$ , с для ванни рідкої сталі постійною масою  $M$ , т, щільністю  $\rho$ , т/м<sup>3</sup>:

$$M_c = \pi \rho \int_0^{H_b} (r_0 + x \cdot \text{tg}(\gamma))^2 (1 - \varphi) dx / \int_0^{H_b} \frac{dx}{u_m}; \quad (3)$$

$$\tau_c = M / M_c. \quad (4)$$

Число циклів циркуляції залежить від необхідного ступеня усереднення, який для металургії, як правило, обмежується 90–95 % [19]. На основі аналізу рівняння конвективної дифузії для циркуляційного контуру зі швидкістю руху рідини  $u_{av}$ , показано [20], що кількість циклів циркуляції для гомогенізації визначається дифузійним числом Пекле в перемішуваній ванні  $Pe = u_{av} L / D_{ef}$  (де  $L$  – довжина контуру циркуляції,  $D_{ef}$  – ефективний коефіцієнт дифузії): при  $Pe \leq 15$  число циклів становить 1–2. Оцінка  $u_{av}$  по (2) для 120-т ванни зі стандартними  $D_b = 5,5$  м,  $H_b = 1,1$  м при витраті газу через пористу пробку 40 нм<sup>3</sup>/год складає 0,14 м/с, що при середній довжині контура циркуляції  $2H_b + D_b$  і середній оцінці  $D_{ef} = 0,25$  м<sup>2</sup>/с (в інтервалі значень 0,02–0,5 для барботуємої ванни), згідно з В. Явойським [21], дозволяє припустити, що в ванні ДСП число  $Pe < 15$ . З огляду на те, що в «великій» металургії в ДСП отримують напівпродукт, який доводиться до заданої марки сталі поза піччю, число циклів циркуляції, необхідних для усереднення ванни, не є критичним параметром і може бути прийнятим за 1.

Проведено порівняння тривалості гомогенізації ванни ДСП за циркуляційною моделлю з відомими емпіричними залежностями (табл. 1), що отримані, головним чином, для умов обробки сталі в ковші. Тому, тривалість усереднення  $\tau_{mix}$  аналізували як для 120-т ковша з параметрами:  $D_b = 2,75$  м,  $H_b = 3$  м,  $Q_0 = 30$  нм<sup>3</sup>/год, так і для 120-т ДСП при температурі металу  $T_m = 1873$  К. В останньому випадку порівнюва-

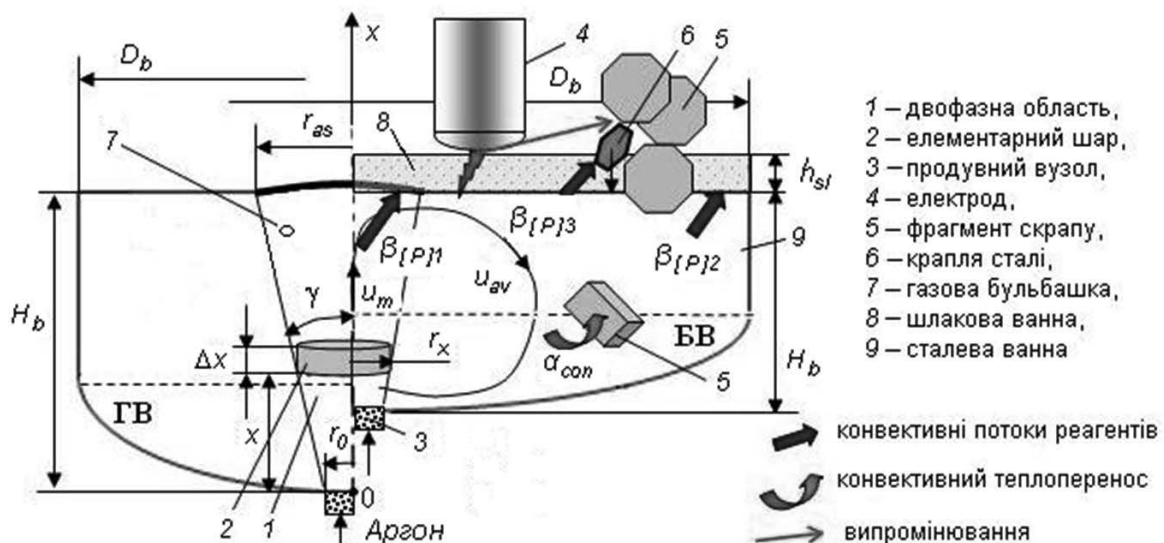


Рис. 1. Схема циркуляції в базовій (БВ) і «глибокій» (ГВ) ванні при пневматичному перемішуванні. Позначення – в тексті

Таблиця 1

Порівняння результатів розрахунку  $\tau_{mix}$  за різними методиками

Розрахункова формула (посилання)	Автори, [джерело]	$\tau_{mix}$ , с	$\tau_{mixb} / \tau_{mix}$
$\tau_{mix} = \tau_c$	Дана робота	109	3,02
$\tau_{mix} = 800N_{mix}^{0,4}$	Nakanishi, Fujii, Szekely [22]	156	1,15
$\tau_{mix} = 25,4(Q_0/3600)^{-0,33}H_b^{-1}(D_b/2)^{2,23}$	Mazumdar, Das, Bajpayee [23]	86	2,75
$\tau_{mix} = 3,2(Q_0/3600)^{-0,38}H_b^{-0,64}(D_b)^2$	Neifer, Rödl, Sucker [24]	74	2,15
$\tau_{mix} = 27,4(N_{mix}/1000)^{-0,33}H_b^{-1}(D_b)^{1,36}$	Asai, Okamoto, He, Muchi [25]	97	2,48

ли час усереднення для базової  $\tau_{mixb}$  і «глибокої» ванн при незмінній масі  $M$ . Потужність перемішування  $N_{mix}$ , що, згідно з [18], являє собою питому роботу ізотермічного розширення газу при впливанні бульбашок, здійснену в одиницю часу, складає:

$$N_{mix} = [(Q_0/3600)\rho_g R_g T_m \ln(p_{at} + H_b/H_g)]/(\mu_g M), \text{ Вт/т, (5)}$$

де  $R_g$  – універсальна газова стала (8314 Дж/(кмоль·К));  $p_{at}$  – атмосферний тиск (1 ат);  $\mu_g$  – молекулярна маса аргону (40 кг/кмоль);  $H_g$  – гідростатична глибина рідкої сталі (1,48 м);  $\rho_g$  – щільність газу (1,78 кг/м<sup>3</sup>).

Відомі методики дають розбіжність в оцінці  $\tau_{mix}$  до двох разів, і результат циркуляційної моделі знаходиться в цих рамках. Найбільшу тривалість усереднення дає формула К. Nakanishi та ін. [22], отримана на основі промислових експериментів в регламентованих умовах. Інші емпіричні залежності, отримані на водоповітряних моделях барботажних реакторів, мають задовільну кореляцію із запропонованою моделлю. Згідно з розрахунками, перевага «глибокої» ванни в прискоренні процесів гомогенізації сталі становить від 1,15 до 3 раз.

За допомогою математичної моделі проведено дослідження циркуляції металу в ванні 120-т ДСП при варіюванні її геометрії. Продувку аргонем ведуть через пористу пробку діаметром 0,15 м в центрі поду з витратою від 2 до 100 нм<sup>3</sup>/год; температура ванни  $T_b = 1873$  К. Результати розрахунків інтенсивності циркуляції по (3), (4), наведено на рис. 2.

Згідно з розрахунками, інтенсивність циркуляції при робочих витратах газу  $Q_0 = 10\text{--}30$  нм<sup>3</sup>/год в розглянутих варіантах «глибокої» ванни в 2,2–3,5 рази вище, ніж при базовій ванні. Цей ріст обумовлено збільшенням обсягу двофазної області та маси сталі в ній, при інших рівних умовах. Перевага глибини ванни зростає з підвищенням витрати інертного газу.

Наявність екстремуму в залежності  $M_c$  від витрати газу пов'язана з відомим виробничникам ефектом «пробою» ванни. При певному  $Q_0$  (криві 1, 2 на рис. 2) подальше його підвищення веде до зміни бульбашкового режиму струменевим і до зниження інтенсивності циркуляції сталі внаслідок зростання газовмісту двофазної області. Зі збільшенням глибини ванни спостерігається зростання і зміщення максимуму в

бік більш високих значень (криві 2–4 на рис. 2), тобто повніша реалізація енергії ізотермічного розширення бульбашок газу шляхом її переходу в роботу сил в'язкого тертя, які обумовлюють перемішування та гомогенізацію розплаву.

Тепломасообмін в ванні ДСП за умов інтенсивної технології, згідно з М. Kawakami, R. Takatani, L. Brabie [26], описується рівняннями:

$$Nu = 0,017 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33}, \quad (6)$$

$$Sh = 0,079 \cdot Re^{0,7} \cdot Sc^{0,356}, \quad (7)$$

де  $Nu = \alpha_{con} H_b / \lambda$ ,  $Re = u_m H_b / \nu$ ,  $Pr = \rho C_v / \lambda$ ,  $Sh = \beta_{con} H_b / D$ ,  $Sc = \nu / D$  – числа Нуссельта, Рейнольдса, Прандтля, Шервуда, Шмідта;  $H_b$  – глибина ванни як характерний розмір;  $\lambda$ ,  $\nu$ ,  $C$  – теплопровідність, кінематична в'язкість та теплоємність рідкої сталі, відповідно;  $D$  – коефіцієнт дифузії елемента в ванні.

Інтенсивність циркуляції в ванні визначає динаміку плавлення скрапу і продуктивність печі, зокрема, «flat bath» процесу, і характеризується конвективними коефіцієнтами тепловіддачі  $\alpha_{con}$  та масовіддачі  $\beta_{con}$ , що входять до (6), (7). Вплив  $H_b$  на тривалість плавлення скрапу  $\tau_m$  оцінювали згідно з Семікіним – Старком:

$$\tau_m = (\chi_s \cdot C_s / \alpha_{con}) \cdot \ln[(T_b - T_0)/(T_b - T_m)], \text{ с, (8)}$$

де  $\chi_s$  – співвідношення маси фрагменту скрапу і його поверхні;  $C_s$  – теплоємність скрапу;  $T_b$ ,  $T_m$ ,  $T_0$  – температура ванни, плавлення і вихідна скрапу, відповідно.

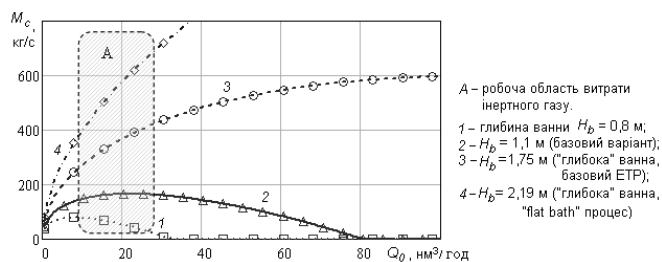


Рис. 2. Інтенсивність циркуляції металу  $M_c$  у ванні 120-т ДСП в залежності від витрати інертного газу  $Q_0$  і  $H_b$

При дослідженні динаміки плавлення скрапу в ванні на основі (8), величину  $\alpha_{con}$ , що входить в (6), визначали як середньозважену, враховуючи площу активних плям радіусом  $r_{as}$  і поверхню периферії ванни (див. рис. 1), швидкість руху сталі, згідно з (1), (2). Індекс динаміки плавлення скрапу  $k_{vm}$  є відношення зворотних величин  $\tau_m$  при поточному та базовому  $D_b / H_b$  і незмінній масі плавки. Результати для шредерного скрапу (рис. 3), свідчать, що продуктивність плавлення при «flat bath» процесі в «глибокій» ванні відносно базової зростає від 13 % в 15-т до 25 % в 250-т ДСП з урахуванням обмежень для  $D_b / H_b$ .

Кінетика рафінування сталі від фосфору, вміст якого регламентується в напівпродукті ДСП, визначається, відповідно до закону Фіка, потоком реагенту  $J_p$ , кг/с, викликаним градієнтом концентрацій

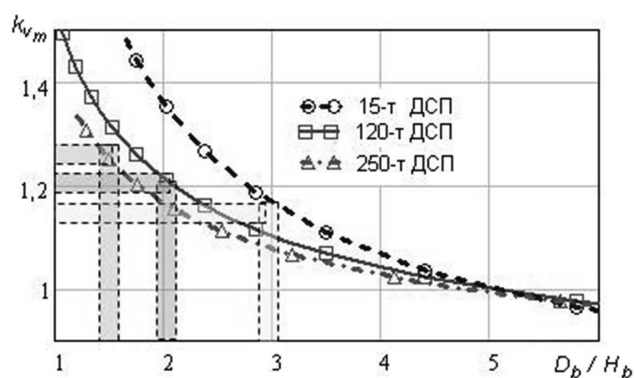


Рис. 3. Відносна швидкість плавлення скрапу  $k_{vm}$  в залежності від  $D_b / H_b$  при  $Q_0 = 5 \text{ нм}^3/\text{год}$

$\Delta C_{[P]}$ , кг/м<sup>3</sup> і коефіцієнтом масопереносу  $\beta_{con}$ , м/с через міжфазну поверхню метал – шлак  $F_{msl}$ , м<sup>2</sup>:

$$J_p = \beta_{con} \cdot F_{msl} \cdot \Delta C_{[P]} \quad (9)$$

Методика рішення (9), подібно до розглянутої вище проблеми швидкості плавлення скрапу в ванні, передбачає визначення коефіцієнта конвективного масопереносу в ванні з критеріального рівняння (7) і, на його основі, оцінку тривалості видалення фосфору з металу в шлак в рамках технологічного регламенту. У розглянутій задачі дієюю величиною  $\beta_{con}$  (див. рис. 1) є середньозважений параметр, складові якого відображають більш інтенсивний масообмін в області активних плям  $\beta_{[P]1}$ , і менш інтенсивний – на міжфазній поверхні решти ванни  $\beta_{[P]2}$ . Бульбашки виносять в шлак корольки металу [21] у вигляді поверхневих плівок, де відбувається дефосфорація сталі за загальною схемою:  $[P] \rightarrow (P)$ . Характерні швидкості руху металу в розглянутих областях описуються емпіричними залежностями (1, 2), відповідно. При розрахунку  $\beta_{[P]1}$  в якості характерного розміру і швидкості середовища прийнято радіус активної плями  $r_{as} = r_0 + (H_b) \cdot tg(\gamma)$  та  $u_m$ , м; а при розрахунку  $\beta_{[P]2}$  – глибина ванни  $H_b$  та  $u_{av}$ , відповідно, при незмінній масі плавки.

У розрахунку потоку фосфору із циркулюючого металу в шлак  $J_p$ , кг/с за (9), площею міжфазної поверхні метал – шлак в шлаку активної плями є загальна поверхня бульбашок аргону середнім діаметром

$d_b$ , м, що дорівнює  $F_{as} = F_b [\pi(r_0 + H_b tg(\gamma))^2 h_{sl} \rho / V_b]$ , м<sup>2</sup>; для решти ванни площа міжфазної поверхні складає  $F_{bp} = F_{bs} - F_{as}$ , м<sup>2</sup>, де  $F_b$ ,  $V_b$  – поверхня, м<sup>2</sup> і об'єм, м<sup>3</sup> бульбашки, відповідно;  $h_{sl}$  – висота шару шлаку, м, що визначається його кратністю 0,07M в період плавлення, щільністю та глибиною ванни.

Середньозважений коефіцієнт конвективного масопереносу через міжфазну поверхню метал-шлак:  $\beta_{con} = \beta_{[P]1} (F_{as} / F_{msl}) + \beta_{[P]2} (F_{bp} / F_{msl})$ , м/с, де  $F_{msl} = F_{as} + F_{bp}$ , м<sup>2</sup>. На підставі (9), для потоку фосфору  $J_p$ , з урахуванням виразів для  $\beta_{con}$  та  $F_{msl}$ , здійснена оцінка тривалості процесу дефосфорації  $\tau_{deP}$  в рамках технологічного регламенту, при варіюванні  $D_b / H_b$ ,  $Q_0$ ,  $d_b$ :

$$\tau_{deP} = ([P]_s - [P]_m) M / \rho J_p, \text{ с} \quad (10)$$

де  $[P]_s$ ,  $[P]_m$  – концентрація фосфору в скрапі та рідкій сталі, відповідно, кг/м<sup>3</sup>,  $\rho$  – щільність рідкої сталі, кг/м<sup>3</sup>.

Рішенням (10) отримано відносний індекс  $\alpha_{\tau_{deP}} = \tau_{deP} / \tau_{dePb}$ , що відображає вплив  $D_b / H_b$  на динаміку дефосфорації в порівнянні з базовою ванною ( $\tau_{dePb}$ ). Умови розрахунків:  $[P]_s = 2,1$  кг/м<sup>3</sup> (0,03 %),

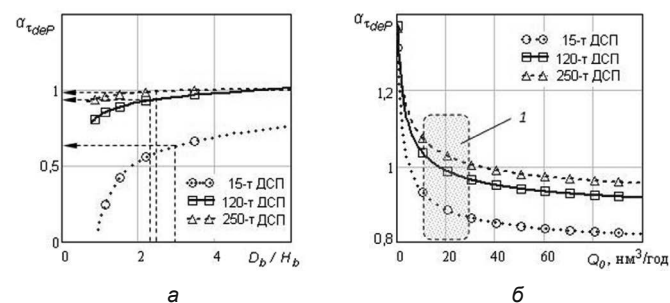


Рис. 4. Індекс відносного часу дефосфорації металу  $\alpha_{\tau_{deP}}$  в залежності від  $D_b / H_b$  (а) і витрати інертного газу  $Q_0$  (б). Стрілками показано результати розрахунків при робочих  $D_b / H_b$ ,  $Q_0$  (область 1)

$[P]_m = 1,05$  кг/м<sup>3</sup> (0,015 %); середній діаметр бульбашок  $d_b = 1-2$  см прийнятий при масовому барботажі ванни, з урахуванням їх дріблення при  $d_b = 5-6$  см, за даними В. Охотського [27, 28]; при визначенні  $J_p$  прийнято коефіцієнт дифузії фосфору в сталеплавильній ванні  $D_{[P]} = 5,6 \cdot 10^{-9}$  м<sup>2</sup>/с [29]; середній міжфазовий градієнт вмісту фосфору  $\Delta C_{[P]} = ([P]_s + [P]_m) / 2$ , з огляду на постійне оновлення шлаку періоду плавлення, що дозволяє вважати вміст фосфору в шлаку рівним нулю. Результати розрахунків для лінійки типорозмірів ДСП представлено на рис. 4.

Наведені дані свідчать, що тривалість дефосфорації в «глибокій» ванні на 3-7 % нижче значень для базової ванни в крупних (120-250-т) ДСП і на 20-25 % – в печах малої місткості (рис. 4, а). Підвищення  $Q_0$  збільшує можливість процесу в «глибокій» ванні. При промислових витратах аргону (10-30 м<sup>3</sup>/год),  $\alpha_{\tau_{deP}}$  в ДСП з «глибокою» ванною знаходиться на прийнятному рівні (рис. 4, б).

Додатковим, не дослідженим раніше фактором, є процес дефосфорації при проходженні крапель розплавленого металу через шар шлаку товщиною  $h_{sl}$  (див. рис. 1). В «глибокій» ванні, при незмінній кратності і

оновлюємості шлаку,  $h_{sl}$  вище, ніж у базовій ванні. Відносна кількість скрапу, що плавиться в колодязях, в першому наближенні, відповідає частці крапельного плавлення  $\chi_{dr}$  в загальному процесі плавлення вихідної шихти. Виходячи з даних [30],  $\chi_{dr}$  для 15, 120 і 250-т ДСП можна прийняти 0,31; 0,44 і 0,52 відповідно. Розглянемо можливості крапельної дефосфорації.

Відривний діаметр сферичної краплі сталі в шлаку, згідно [31], при характерному куті змочування для системи сталь – шлак, визначається емпіричним виразом:  $d_{dr} = 1,4 \cdot (\sigma_m / [g(\rho - \rho_{sl})])^{1/2}$ , м, де  $\sigma_m$  – коефіцієнт поверхневого натягу рідкої сталі при температурі плавлення (1,7 Н/м);  $\rho_{sl}$  – щільність рідкого шлаку (3500 кг/м<sup>3</sup>). Стала швидкість краплі в шарі шлаку визначається за Ньютоном-Ріттенгером:  $u_{dr} = (2gd_{dr} \cdot (\rho - \rho_{sl}) / \rho_{sl})^{1/2}$ , м/с. Вважаючи, що початкова швидкість краплі при зіткненні зі шлаком близька до нуля, її середню швидкість в шарі шлаку можна оцінити як  $\bar{u} = 0,5u_{dr}$ .

Масоперенос до сферичної краплі, що вільно рухається в шлаку, згідно з [32], описується критеріальним рівнянням:

$$Sh = 0,6Re^{0,5}Sc^{0,33} \quad (11)$$

Для оцінки частки крапельної дефосфорації в загальному процесі за (9), визначимо потік фосфору з крапель сталі в шлак  $J_{Pdr} = \beta_{[P]3} \cdot F_{\Sigma dr} \cdot \Delta C_{[P]}$ , кг/с при їх вільному русі. У ньому коефіцієнт конвективного масопереносу фосфору  $\beta_{[P]3} = [0,6(\bar{u}d_{dr}/v_{sl})^{0,5}(v_{sl}/D_{[P]})^{0,33}] \cdot D_{[P]}/d_{dr}$ , м/с виражено із (11), де  $v_{sl}$  – кінематична в'язкість шлаку, прийнята  $8 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с за даними [33]. Загальна поверхня крапель у ванні:  $F_{\Sigma dr} = [M\chi_{dr}F_{dr}h_{sl}/\bar{u}] / [\rho V_{dr}M/\theta_m]$ , де  $F_{dr}$ ,  $V_{dr}$  – поверхня, м<sup>2</sup> і об'єм, м<sup>3</sup> краплі діаметром  $d_{dr}$ , м, відповідно;  $\theta_m = M/1800$  – характерна для сучасних печей продуктивність, т/с при тривалості плавки 30 хв. Середній міжфазний градієнт концентрацій фосфору  $\Delta C_{[P]}$  визначено вище.

Внесок видалення фосфору при крапельному перенесенні металу в шлаку представляється у вигляді:  $\gamma_{dr} = [J_{Pdr}/(J_P + J_{Pdr})] \cdot 100$ , %. Результати розрахунків для лінійки типорозмірів ДСП наведено в табл. 2. В «глибокій» ванні в умовах базового ЕТР зростання товщини шлаку, при збереженні динаміки його поновлення, сприятливо позначається на дефосфорації крапель скрапу, що плавиться. Незважаючи на відносно невелику роль крапельної дефосфорації, даний фактор підвищує можливості «глибокої» ванни у забезпеченні технологічного регламенту стосовно фосфору, особливо в ДСП великої місткості.

Випаровування заліза відбувається на поверхні лунки електродинамічного заглиблення, в плямі дуги діаметром  $d_a$ , яка контактує з ванною, що перемішується (рис. 5). Послідовність розрахунку процесу випаровування і відносних втрат заліза наведено в табл. 3. Паралельно з випаровуванням заліза відбувається дисипація енергії дугового розряду шляхом конвективного перенесення теплоти від гарячої плями в об'єм ванни, що знижує швидкість випаровування. Процес описується формулою (6) і визначається перепадом температури, в'язкістю і швидкістю циркуляції рідкої сталі, оцінку якої виконували за формулою (2).

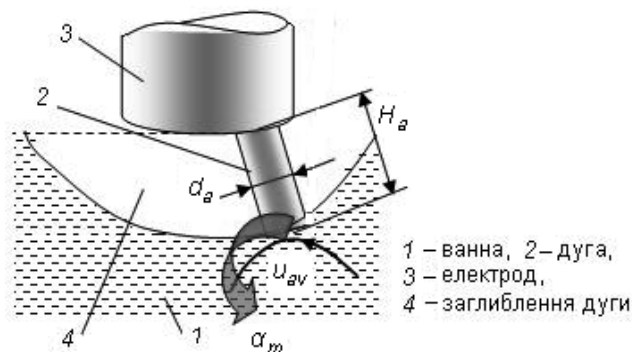


Рис. 5. Схема процесу випаровування заліза в плямі дуги. Позначення – в тексті

Згідно з розрахунками, втрати заліза при випаровуванні, за умов характерної тривалості періоду нагріву 15 хвилин в базовій ванні 120-т ДСП, становлять 1130 кг, що відповідає даним [12, 35]. В «глибокій» ванні, а також при збільшенні витрати газу, спостерігається зниження втрат заліза випаровуванням на 10–12 % за рахунок скорочення тривалості періоду нагріву і зростання коефіцієнту тепловіддачі від плям дуг в ванну завдяки збільшенню швидкості циркуляції ванни.

### Висновки

Розроблено математичну модель циркуляції рідкої сталі при пневматичному перемішуванні, адаптовану для дослідження процесів тепломасообміну в сталеплавильній ванні та на міжфазних поверхнях при варіюванні відношення діаметру до глибини ванни. Оцінка тривалості усереднення сталі на основі моделі корелює з іншими дослідженнями.

Шляхом чисельного моделювання процесів тепло-масообміну показано, що зменшення співвідношення

Таблиця 2

### Оцінки внеску краплинного переносу металу в шлаку в процес дефосфорації сталі

Ступінь розвитку дефосфорації сталі при краплинному переносі в шлаку в загальному процесі $\gamma_{dr}$ , %	Місткість ДСП, тон		
	15	120	250
Базова ванна	1,0	2,6	4,9
«Глибока» ванна	1,3	3,8	6,6

Розрахунок випаровування заліза в плямі дуги

Параметр і одиниця виміру, [джерело]	Розрахункова формула і параметри
Довжина дуги $H_a$ , м [12]	$H_a = (U_a - U_{ae})/\beta_a$ , де $U_a$ , $U_{ae}$ , $\beta_a$ – падіння напруги на дузі (370 В), в при-електродному просторі (30 В) та градієнт напруги в столбі дуги (1500 В/м), відповідно
Ефективний діаметр дуги $d_a$ , м [12]	$d_a = 2[I_a/\pi j_a]^{0.5}$ , де $I_a$ , $j_a$ – струм (75000 А) і щільність струму ( $6 \cdot 10^6$ А/мм <sup>2</sup> ) в столбі дуги, відповідно
Енергія, що передається ванні в плямі дуги $W_a$ , Дж	$W_a = U_a I_a \psi d_a / u_{av}$ , де $\psi$ – відносна частка торцевої поверхні в загальній поверхні дуги
Коефіцієнт тепловіддачі від плями дуги в ванну $\alpha_m$ , Вт/(м <sup>2</sup> ·К) [34]	$\alpha_m = [0,017(u_{av} d_a / \nu_m)^{0.8} Pr_m^{0.33} \lambda_m] / d_a$ , де $Pr_m$ – число Прандтля для рідкої сталі (0,18); $\nu_m$ – кінематична в'язкість рідкої сталі ( $0,8 \cdot 10^{-6}$ м <sup>2</sup> /с)
Енергія, що переноситься в об'єм ванни $W_m$ , Дж	$W_m = \alpha_m (t_{boil} - t_b) (\pi d_a^2 / 4) (d_a / u_{av})$ , де $t_{boil}$ , $t_b$ – температура кипіння сталі (2900 °С) і температура ванни (1600 °С), відповідно
Швидкість випаровування металу $m_{ev}^*$ , кг/с	$m_{ev}^* = (W_a - W_m) / [L_{ev} + C_m (t_{boil} - t_b)] d_a / u_{av}$ , де $L_{ev}$ – теплота випаровування заліза (6,26 МДж/кг); $C_m$ – теплоємність рідкої сталі (750 Дж/(кг·К))
Відносні втрати заліза при випаровуванні $\Delta m_{ev}$ , кг/т	$\Delta m_{ev} = m_{ev}^* \tau_n / M$ , де $\tau_n$ – тривалість періоду нагріву, годин; $M$ – маса плавки (120 т)

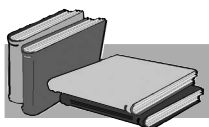
діаметра і глибини ванни ДСП до оптимального, за критерієм енергоефективності, при незмінній масі плавки:

1) для «flat bath» процесу з безперервним завантаженням шихти в рідку ванну призводить до підвищення швидкості плавлення скрапу в ванні і продуктивності печі на 13–25 % завдяки інтенсифікації конвективного теплопереносу в ванні. Ступінь інтенсифікації плавлення зростає зі збільшенням місткості печі;

2) для базового ЕТР з дискретним завантаженням шихти призводить до зниження тривалості дефос-

форації сталі на 3–25 %, незважаючи на зменшення площі поверхні шлакової ванни, за рахунок підвищення інтенсивності масопереносу в активних плямах двофазної газометалічної області та в шарі шлаку при проходженні крапель металу, що плавиться, і завдяки збільшенню товщини шлакового шару.

В умовах «глибокої» ванни, підвищення інтенсивності перемішування сприяє зниженню втрат заліза при випаровуванні в зоні контакту дуги з рідкою ванною на 10–12 % за рахунок більш ефективного засвоєння ванною енергії дугового розряду.

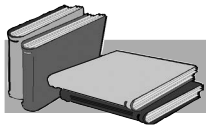


ЛІТЕРАТУРА

1. *Toulouevski, Yu., Zinurov, I.* Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection. Berlin (Germany): Springer-Verlag, 2010. 258 p.
2. *Toulouevski, Yu.N., Zinurov, I.Y.* Electric Arc Furnace with Flat Bath. Achievements and Prospects. Heidelberg New York Dordrecht London, 2015. 132 p.
3. *Pfeifer, H., Kirschen, M.* Thermodynamic analysis of EAF energy efficiency and comparison with a statistical model of electric energy demand. 7-th European Electric steelmaking Conf. May 26-29. Venice. EEC Conf. Proceedings, 2002. P. 1413–1428.
4. *Gruber, J-C., Echterhof, T., Pfeifer, H.* Investigation on the Influence of the Arc Region on Heat and Mass Transport in an EAF Freeboard using Numerical Modeling. *Steel research international*. 2016. Vol. 87. No. 1. P. 15–28.
5. *Kruger, K., Ehrbar, A., Timm, K.* Schlackenabackungen und thermische Verluste eines Drehstrofens. *Stahl und Eisen*. 1998. No. 9 (118). P. 63–67.
6. Patent US 5772430. F27D 9/00. Cooling device with panels for electric arc furnaces / *M. Pavlicevic, G. Gensini, A. Poloni, R. Sellan.* Danieli & Co Off. Mec., Spa (Italy). Priority data 14.02.1996 (URL: [www.espacenet.com](http://www.espacenet.com)).
7. *Falkenreck, U., Weischedel, W.* New scrapbased steelmaking process predominantly using primary energy. *MPT International*. 2007. No. 3. P. 52–55.
8. *Toulouevski, Yu., Zinurov, I.* Fuel Arc Furnace for Effective Scrap Melting. Springer International Publishing, 2017. 94 p.
9. *Nagai, T., Sato, Y., Kato, H., Fujimoto, M., Sugawara, T.* (2015). The most advanced power saving technology in EAF. Introduction to EcoArc. URL: <https://steelplantech.com/wp-content/uploads/2015/07/The-most-advanced-powersaving-technology-in-EAF-Introduction-to-ECOARC.pdf> (Last accessed 06.10.17).

10. *Rummler, K., Tunaboylu, A., Ertas, D.* Scrap preheating and continuous charging system for EAF meltshop. *MPT International*, 2011. No. 5. P. 32–36.
11. *Abel, M., Hein, M., Huber, H.-J.* EAF Quantum. The future approach to efficient scrap melting. *Steelworld*, 2015. P. 91–94. URL: <http://steelworld.com/newsletter/2015/June15/Technology0615-2.pdf> (Last accessed 08.04.2017).
12. *Карасев В.П., Сутягин К.Л.* Об испарении железа при плавке стали в дуговых электропечах. *Электротехнология*. 2009. № 6. С. 5–9.
13. *Егоров А.В.* Расчет мощности и параметров электропечей черной металлургии. Учебн. пособие для вузов. М.: Металлургия, 1990. 280 с.
14. *Timoshenko, S.N.* Improving of bath geometry – the way to increase of the EAF thermal efficiency. *Наукові праці ДонНТУ. Серія "Металургія"*. Донецьк: ДонНТУ, 2010. С. 36–43.
15. *Timoshenko, S.N.* Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace. *Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць*. Дніпро: НМетАУ ІВК Системні технології. 2016. № 3. С. 33–39.
16. *Krishnamurthy, G., Mehrotra, S., Ghosh, A.* Experimental investigation of mixing phenomena in a gas stirred liquid bath. *Metallurgical Transactions*, 1988. Vol. 19B. P. 839–850.
17. *Kirshnamurthy, G., Ghosh, A., Mehrotra, S.* Characterization of two-phase plume in a gas stirred liquid bath – a water model study. *Metallurgical Transactions*, 1988. Vol. 19B. P. 885–892.
18. *Mazumdar, D., Guthrie, R.* The Physical and Mathematical Modeling of Gas Stirred Ladle Systems. *ISIJ International*, 1995. Vol. 35, No. 1. P. 1–20.
19. *Ghosh, A.* Secondary Steelmaking. Principles and Applications. CRC Press, 2000, 344 p.
20. *Костаян А.Е., Дильман В.В., Костаян А.А., Васин А.А.* Рассеяние вещества в циркуляционном контуре. *Теоретические основы химической технологии*. 1980. Том 14. № 6. С. 871–876.
21. *Явойский В.И.* Теория процессов производства стали. М.: Металлургия, 1967. 792 с.
22. *Nakanishi, K., Fujii, T., Szekely, J.* Possible relationship between energy dissipation and agitation in steel processing operations. *Ironmaking & Steelmaking*, 1975. No. 3. P. 193–194.
23. *Mazumdar, D., Das, S., Bajpayee, S.* A Comparative Study of Mixing Phenomena in GasStirred Ladle Systems. *ISIJ International*, 1997. Vol. 37, No. 2. P. 194–196.
24. *Neifer, M., Rödl, S., Sucker, D.* Investigations on the fluiddynamic and thermal process control in ladles. *Steel Research*, 1993. Vol. 64. P. 54–62.
25. *Asai, S., Okamoto, T., He, J., Muchi, I.* Mixing time of refining vessels stirred by gas injection. *ISIJ International*, 1983. Vol. 23, No. 1. P. 43–50.
26. *Kawakami, M., Takatani, R., Brabie, L.* Heat and Mass Transfer Analysis of Scrap Melting in Steel Bath. *Tetsu to Hagane*, 1999. Vol. 85, No. 9. P. 658–665.
27. *Охотский В.Б.* Барботаж сталеплавильной ванны. Процессы переноса. *Изв. вузов. Черная металлургия*. 1993. № 3. С. 5–8.
28. *Охотский В.Б.* Барботаж сталеплавильной ванны. Расчеты размеров пузырей и некоторых параметров зоны барботажа при вдувании газа в металл. *Изв. вузов. Черная металлургия*. 1993. № 2. С. 14–16.
29. *Liu, Zh., Kobayashi, Y., Kuwabara, M., Kotobu, N.* Interaction between Phosphorus Micro-Segregation and Sulfide Precipitation in Rapidly Solidified Steel – Utilization of Impurity Elements in Scrap Steel. *Materials Transactions*, 2007. Vol. 48. No. 12. P. 3079–3087.
30. *Тимошенко С.Н., Губинский М.В.* Энергоэффективные решения диаметра распада электродов дуговой сталеплавильной печи. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті*. Дніпро: НМетАУ-ІВК Системні технології. 2019. № 22. С. 104–113.
31. *Медовар Б.И., Шевцов В.Л., Маринский Г.С.* Тепловые процессы при электрошлаковом переплаве. Киев: Наукова думка, 1978. 304 с.
32. *Temos, J., Pratt, H., Stewens, G.* Mass transfer to freely moving drops. *Chemical Engineering Science*, 1996. Vol. 51. No. 1. P. 27–36.
33. *Kekkonen, M., Oghbasilasie, H., Louhenkilpi, S.* Viscosity models for molten slags. Aalto University publication series Science+Technology. Unigrafia Oy Helsinki, 2012. 36 p. ISBN 978-952-60-4603-7.
34. *Кутателадзе С.С., Боришанский В.М.* Справочник по теплопередаче. М.: Госэнергоиздат, 1958. 414 с.
35. *Цымбалист М.М., Сивцов А.В., Шешуков О.Ю.* О теплообмене в дуговых сталеплавильных печах на стадии плавления. *Электротехнология*. 2009. № 1. С. 8–12.

Надійшла 23.09.2019



## REFERENCES

1. *Toulouevski, Yu., Zinurov, I.* (2010). *Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection.* Berlin (Germany): Springer-Verlag, 258 p.
2. *Toulouevski, Yu.N., Zinurov, I.Y.* (2015). *Electric Arc Furnace with Flat Bath. Achievements and Prospects.* Heidelberg New York Dordrecht London, 132 p.
3. *Pfeifer, H., Kirschen, M.* (2002). Thermodynamic analysis of EAF energy efficiency and comparison with a statistical model of electric energy demand. 7-th European Electric steelmaking Conf. May 26-29. Venice. EEC Conf. Proceedings, pp. 1413–1428.
4. *Gruber, J.-C., Echterhof, T., Pfeifer, H.* (2016). Investigation on the Influence of the Arc Region on Heat and Mass Transport in an EAF Freeboard using Numerical Modeling. *Steel research international*, vol. 87, no. 1, pp. 15–28.
5. *Kruger, K., Ehrbar, A., Timm, K.* (1998). Schlackenabackungen und thermische Verluste eines Drehstrofens. *Stahl und Eisen*, no. 9 (118), pp. 63–67 [in German].
6. Patent US 5772430. F27D 9/00. Cooling device with panels for electric arc furnaces / *M. Pavlicevic, G. Gensini, A. Poloni, R. Sellan.* Danieli & Co Off. Mec., Spa (Italy). Priority data 14.02.1996 (URL: [www.espacenet.com](http://www.espacenet.com)).
7. *Falkenreck, U., Weischedel, W.* (2007). New scrapbased steelmaking process predominantly using primary energy. *MPT International*, no. 3, pp. 52–55.
8. *Toulouevski, Yu., Zinurov, I.* (2017). *Fuel Arc Furnace for Effective Scrap Melting.* Springer International Publishing, 94 p.
9. *Nagai, T., Sato, Y., Kato, H., Fujimoto, M., Sugawara, T.* (2015). The most advanced power saving technology in EAF. Introduction to EcoArc. URL: <https://steelplantech.com/wp-content/uploads/2015/07/The-most-advanced-powersaving-technology-in-EAF-Introduction-to-ECOARC.pdf> (Last accessed 06.10.17).
10. *Rummler, K., Tunaboynu, A., Ertas, D.* (2011). Scrap preheating and continuous charging system for EAF meltshop. *MPT International*, no. 5, pp. 32–36.
11. *Abel, M., Hein, M., Huber, H.-J.* (2015). EAF Quantum. The future approach to efficient scrap melting. *Steelworld*, pp. 91–94. URL: <http://steelworld.com/newsletter/2015/June15/Technology0615-2.pdf> (Last accessed 08.04.2017).
12. *Karasev, V.P., Sutjagin, K.L.* (2009). About the evaporation of iron during steel melting in arcelectric furnaces. *Elektrometallurgiya. Electrometallurgy*, no. 6, pp. 5–9 [in Russian].
13. *Egorov, A.V.* (1990). Calculation of power and parameters of electric furnaces of ferrous metallurgy. Moscow: Metallurgiya. 280 p. [in Russian].
14. *Timoshenko, S.N.* (2010). Improving of bath geometry – the way to increase of the EAF thermal efficiency. *Proceedings of DonNTU. Series "Metallurgiya"*. Donetsk: DonNTU, pp. 36–43.
15. *Timoshenko, S.N.* (2016). Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace. *System Technologies. Regional Intercollegiate Collection of Scientific Papers.* Dnipro: NMetAU IVK Systemni tekhnologii, no. 3, pp. 33–39.
16. *Krishnamurthy, G., Mehrotra, S., Ghosh, A.* (1988). Experimental investigation of mixing phenomena in a gas stirred liquid bath. *Metallurgical Transactions*, vol. 19B, pp. 839–850.
17. *Kirshnamurthy, G., Ghosh, A., Mehrotra, S.* (1988). Characterization of two-phase plume in a gas stirred liquid bath – a water model study. *Metallurgical Transactions*, vol. 19B, pp. 885–892.
18. *Mazumdar, D., Guthrie, R.* (1995). The Physical and Mathematical Modeling of Gas Stirred Ladle Systems. *ISIJ International*, vol. 35, no. 1, pp. 1–20.
19. *Ghosh, A.* (2000). *Secondary Steelmaking. Principles and Applications.* CRC Press, 344 p.
20. *Kostajan, A.E., Dil'man, V.V., Kostajan, A.A., Vasin, A.A.* (1980). Substance scattering in circulation circuit). *Teoreticheskie osnovy khimicheskoy tekhnologii. Theoretical Foundations of Chemical Technology*, vol. 14, no. 6, pp. 871–876 [in Russian].
21. *Yavoisky, V.I.* (1967). *Theory of Steel Production Processes.* Moscow: Metallurgiya, 792 p. [in Russian].
22. *Nakanishi, K., Fujii, T., Szekely, J.* (1975). Possible relationship between energy dissipation and agitation in steel processing operations. *Ironmaking & Steelmaking*, no. 3, pp. 193–194.
23. *Mazumdar, D., Das, S., Bajpayee, S.* (1997). A Comparative Study of Mixing Phenomena in GasStirred Ladle Systems. *ISIJ International*, vol. 37, no. 2, pp. 194–196.
24. *Neifer, M., Rödl, S., Sucker, D.* (1993). Investigations on the fluiddynamic and thermal process control in ladles. *Steel Research*, vol. 64, pp. 54–62.
25. *Asai, S., Okamoto, T., He, J., Muchi, I.* (1983). Mixing time of refining vessels stirred by gas injection. *ISIJ International*, vol. 23, no. 1, pp. 43–50.



26. Kawakami, M., Takatani, R., Brabie, L. (1999). Heat and Mass Transfer Analysis of Scrap Melting in Steel Bath. *Tetsu to Hagane*, vol. 85, no. 9, pp. 658–665.
27. Okhotsky, V.B. (1993). Steelmaking bath bubbling. Transfer processes. *Izvestiya Vuzov. Chernaya metallurgiya. University News. Black Metallurgy*, no. 3, pp. 5–8 [in Russian].
28. Okhotsky, V.B. (1993). Steelmaking bath bubbling Calculations of bubble sizes and some parameters of the bubble zone during gas injection into metal. *Izvestiya Vuzov. Chernaya metallurgiya. University News. Black Metallurgy*, no. 2, pp. 14–16 [in Russian].
29. Liu, Zh., Kobayashi, Y., Kuwabara, M., Kotobu, N. (2007). Interaction between Phosphorus Micro-Segregation and Sulfide Precipitation in Rapidly Solidified Steel – Utilization of Impurity Elements in Scrap Steel. *Materials Transactions*, vol. 48, no. 12, pp. 3079–3087.
30. Timoshenko, S.N., Gubinsky, M.V. (2019). Energy-efficient solutions for split diameter of the electrodes of electric arc furnace. *Modern problems of metallurgy. Scientific news. Regional Intercollegiate Collection of Scientific Papers*. Dnipro: NMetAU IVK Systemni tekhnologii, no. 22, pp. 104–113 [in Russian].
31. Medovar, B.I., Shevtsov, V.L., Marinsky, G.S. (1978). Thermal processes during electroslag remelting. Kyiv: Naukova dumka, 304 p. [in Russian].
32. Temos, J., Pratt, H., Stewens, G. (1996). Mass transfer to freely moving drops. *Chemical Engineering Science*, vol. 51, no. 1, pp. 27–36.
33. Kekkonen, M., Oghbasilasie, H., Louhenkilpi, S. (2012). Viscosity models for molten slags. *Aalto University publication series Science+Technology*. Unigrafia Oy Helsinki. 36 p. ISBN 978-952-60-4603-7.
34. Kutateladze, S.S., Borishansky, V.M. (1958). Heat Transfer Reference Book. Moscow: Gosnengozdat, 414 p. [in Russian].
35. Tsybalist, M.M., Sivtsov, A.V., Sheshukov, O.Yu. (2009). About heat transfer in arc steel-smelting furnaces at the melting stage. *Electrometallurgiya. Electrometallurgy*, no. 1, pp. 8–12 [in Russian].

Received 23.09.2019

**Аннотация****С.Н. Тимошенко**, канд. техн. наук, ст. науч. сотр., ст. науч. сотр. каф.

промышленной теплоэнергетики, e-mail: stimoshenko155@gmail.com

**М.В. Губинский**, д-р техн. наук, проф., проф. каф. промышленной теплоэнергетики, e-mail: gubinm58@gmail.com*Национальная металлургическая академия Украины (Днепр, Украина)***Глубокая ванна – путь к интенсификации процессов теплообмена и повышения энергоэффективности дуговой сталеплавильной печи**

**Анализ последних исследований и публикаций.** Тепловые потери излучением в дуговой сталеплавильной печи (ДСП) в значительной степени обусловлены традиционными представлениями технологов о целесообразности неглубокой плоской ванны с отношением диаметра к глубине 5,0–5,5, в отличие от «глубокой» ванны в конвертере с соотношением диаметра к глубине, близким к 1. Численные исследования показали возможность снижения потерь энергии излучением на 8,5–49 %, в зависимости от реализуемого энерготехнологического режима, за счет применения «глубокой» ванны в ДСП. Вместе с тем, влияние геометрии сталеплавильной ванны на процессы теплообмена в рабочем пространстве, которые определяют продолжительность плавки, а, следовательно, энергоэффективность ДСП, исследовано недостаточно.

**Цель и методы исследований.** Работа посвящена исследованию влияния геометрических параметров на теплообмен в объеме сталеплавильной ванны и на границах фаз. Методика заключается в численном моделировании процессов теплообмена на основе математической модели циркуляции жидкого металла при пневматическом перемешивании.

**Новизна и научное значение исследований.** Получила развитие концепция повышения энергоэффективности ДСП путем интенсификации процессов теплообмена на счет совершенствования геометрии сталеплавильной ванны.

**Практическая ценность.** На основе разработанной циркуляционной модели пневматического смешивания установлено, что при уменьшении отношения диаметра к глубине сталеплавильной ванны с традиционного значения 5–5,5 до оптимального, для данного энерготехнологического режима, значения 2,5–1,8 при неизменной массе плавки, становится возможным: интенсификация плавления лома в жидкой ванне на 13–25 %, дефосфорации стали на 3–25 %, гомогенизации ванны в 1,15–3 раза и снижение потерь железа при испарении в зоне дуги на 10–12 %.

**Ключевые слова**

Электродуговая сталеплавильная печь, глубокая ванна, циркуляционная модель, теплообмен, энергоэффективность.

## Summary

**S.N. Timoshenko**, PhD (Engin.), Senior Research Scientist, Senior Researcher at the Department of Industrial Heat Power Engineering, e-mail: stimoshenko155@gmail.com

**M.V. Gubinsky**, Dr. Sci. (Engin.), Professor, Professor at the Department of Industrial Heat Power Engineering, e-mail: gubinm58@gmail.com

*National Metallurgical Academy of Ukraine (Dnipro, Ukraine)*

## Deep bath – the way to intensify heat and mass transfer processes and increase energy efficiency of the electric arc furnace

**Analysis of recent research and publications.** *The heat loss by radiation in the electric arc furnace (EAF) is largely due to the traditional ideas of technologists about the appropriateness of a shallow flat bath with a ratio of diameter to depth of 5.0–5.5, in contrast to the "deep" bath in a converter with a ratio of diameter to depth close to 1. Numerical studies have shown the possibility of reducing radiation energy loss by 8.5–49 %, depending on the energy technology regime, by implementing a "deep" bath in the EAF. At the same time, the influence of the geometry of the steelmaking bath on the processes of heat and mass transfer in the workspace, which determine the duration of melting and, therefore, the energy efficiency of the EAF, remains poorly researched.*

**Purpose and methodology.** *The work is devoted to study of influence of the EAF melting bath geometric parameters on heat and mass transfer in the volume of the steel and at the phase boundaries. Methodology consists in numerical modeling of heat and mass transfer processes based on the mathematical model of liquid metal circulation during pneumatic mixing.*

**Findings and research implications.** *The concept of improving the energy efficiency of the EAF by intensifying heat and mass transfer processes through improving the geometry of the steelmaking bath has been developed.*

**Practical implications.** *On the basis of developed circulation model of pneumatic mixing the bath, it was found that when the diameter to depth ratio of the steelmaking bath is reduced from the traditional 5–5.5 to optimal, for given energy-technological mode, values of 2.5–1.8 with a constant mass of heat, become possible: intensification of scrap melting in liquid bath by 13–25 %, dephosphorization of steel by 3–25 %, homogenization of the bath by 1.15–3 times, and a decrease in iron loss during evaporation in the arc zone by 10–12 %.*

## Keywords

*Electric arc steel-smelting furnace, deep bath, circulation model, heat and mass transfer, energy efficiency.*