

ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІ РІШЕННЯ ЩОДО РАФІНУВАННЯ СТАЛІ В ЕЛЕКТРОДУГОВІЙ ПЕЧІ ЛИВАРНОГО КЛАСУ

Анотація. Проведено чисельне моделювання кінетики десульфурзації сталі в 3–12 т дугових сталеплавильних печах (ДСП) ливарного класу. У «глибокій» сталеплавильній ванні з коефіцієнтом форми 2,5 та пневматичним перемішуванням швидкість видалення сірки збільшується в 5–6,7 разів, порівняно зі стандартною ванною з коефіцієнтом форми 4,5 без перемішування, за рахунок інтенсифікації масообміну в двофазній області та розвитку плівкової десульфурзації. Внесок поглиблення ванни у прискорення видалення сірки становить у середньому 23%. Отримані результати дозволяють очікувати скорочення технологічного періоду в середньому в 1,5 рази, а плавки в цілому на 8–10 %. Економія електроенергії в ДСП малої місткості ливарного класу очікується 60–70 кВтг/т.

Ключові слова: дугова сталеплавильна піч, енергоефективність, «глибока» ванна, десульфурация, пневматичне перемішування.

Вступ

Дугові сталеплавильні печі (ДСП) забезпечують близько 30% світового виробництва рідкої сталі, включаючи ливарні цехи. На відміну від двостадійної технології «великої» металургії з позапічною доводкою сталі [1, 2], у ливарному виробництві рафінування, зокрема видалення сірки, здійснюється безпосередньо в ДСП.

Десульфурация сталі в ряді випадків є, з позицій кінетики, обмежуючою ланкою технології плавки. Потік сірки зі сталі в шлак J (кг/с) визначається [2] коефіцієнтом масопереносу β (м/с), поверхнею розділу метал-шлак F (м²) та вмістом сірки (кг/м³) у металі $[S]$ й шлаку (S) .

$$J = \beta \cdot F([S] - (S)), \quad (1)$$

Відповідно до рівняння (1), розвинена міжфазна поверхня сприяє десульфурзації, що відображено в традиційних уявленнях про неглибоку плоску ванну ДСП із коефіцієнтом форми (відношення діаметра до глибини) $m = 4,5\text{--}5,5$. Однак ковшові сталеплавильні агрегати «великої»

металургії мають «глибоку» ванну з $m = 0,8-1,1$. Необхідне значення J в умовах зниженого F забезпечується збільшенням β за рахунок примусового перемішування. Однак, відомі математичні моделі видалення сірки не враховують вплив гідродинамічних факторів за рахунок поглиблення сталеплавильної ванни такого ж об'єму.

Енергоємна класична технологія, низька питома потужність трансформатора в поєднанні з нерегулярністю роботи, обмежені можливості перемішування ванни, утилізації втрат теплоти і диверсифікації джерел енергозабезпечення зумовлюють значно меншу енергоефективність ДСП ливарного класу в порівнянні з агрегатами «великої» металургії.

Потребують додаткових досліджень питання кінетики десульфурзації сталі в умовах ДСП ливарного класу при переході від стандартної до «глибокої» ванни [3, 4]. З урахуванням зменшення міжфазної поверхні метал-шлак і пневматичного перемішування.

Мета роботи – методом чисельного моделювання дослідити вплив коефіцієнта форми сталеплавильної ванни ДСП ливарного класу на енергоефективність технологічного періоду плавки на прикладі десульфурзації сталі в умовах примусового перемішування.

Моделювання

Схема, що відображає геометрію ванни, режим пневматичного перемішування та гідродинаміку розплаву щодо кінетики десульфурзації сталі в ДСП, наведена на рис. 1.

Дослідження масопереносу сірки в системі сталь-шлак в контексті геометрії ванни проводили на основі критеріального рівняння, отриманого J. Meitz, S. Schneider і F. Oeters [5]:

$$Sh = 2 + 0,511 \cdot Re^{0,724} \cdot Sc^{0,70}, \quad (2)$$

де $Sh = \beta \cdot L / D_s$ – число Шервуда; β – коефіцієнт масопереносу сірки, м/с; L – характерний розмір, м; D_s – коефіцієнт дифузії сірки в рідкій сталі, м²/с; $Re = u \cdot L / \nu$ – число Рейнольдса; u – швидкість руху, м/с; ν – кінематична в'язкість рідкої сталі, м²/с; $Sc = \nu / D_s$ – число Шмідта.

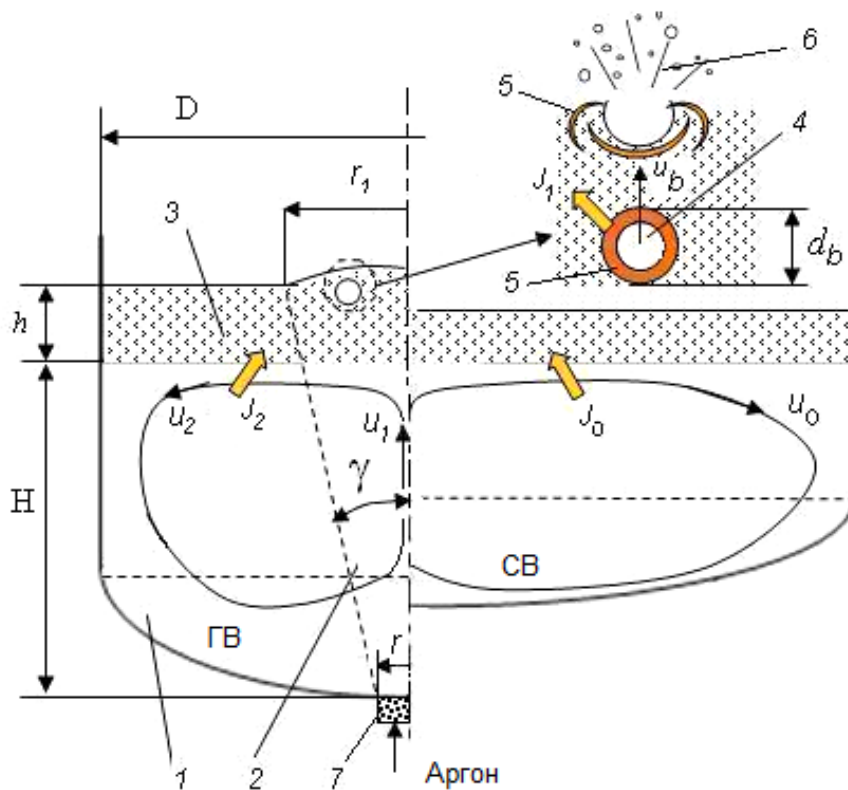


Рисунок 1 – Схема процесу десульфурзації в ДСП зі стандартною (СВ) і «глибокою» (ГВ) ванною з пневматичним перемішуванням: 1 – рідка сталь, 2 – двофазна область, 3 – шлак, 4 – бульбашка, 5 – сталева плівка, 6 – бризки плавильного пілу, 7 – пориста пробка (буквені позначення у тексті)

У рамках моделі процес десульфурзації в ДСП включає шлакоутворення та пневматичне перемішування розплаву продувкою аргоном з витратою Q ($\text{м}^3/\text{с}$) через пористу пробку радіусом r , встановлену аксіально в днищі. У процесі барботажу в рідкому розплаві утворюється двофазна область з кутом розкриття γ і радіусом вихідної плями r_1 . Двофазна область за рахунок меншої щільності ініціює циркуляцію у ванні діаметром D (м) і глибиною H (м). Передбачаються два види течій з різною інтенсивністю тепломасообмінних процесів: у двофазній області та на периферії ванни з середніми швидкостями u_1 та u_2 (м/с) згідно з D. Mazumdar і R. Guthrie [6]:

$$u_1 = 4,5 \cdot Q^{0,33} \cdot H^{0,25} / (D/2)^{0,33}, \quad (3)$$

$$u_2 = 0,79 \cdot Q^{0,33} \cdot H^{0,25} / (D/2)^{0,67}, \quad (4)$$

Особливістю десульфурзації в умовах пневматичного перемішування є розвиток процесу на сталевих плівках (рис. 1), що переносяться в шлак на поверхні бульбашок інертного газу, наявність яких при ковшовій обробці сталі з дуговим нагрівом експериментально показали Z. Nan і L. Holappa [7]. Незначна частина заліза втрачається з виділенням пилу плавки.

Внесок плівкової десульфурзації в процес в цілому в ДСП раніше не вивчали. Завдання полягає в оцінці коефіцієнта масопереносу сірки за рівнянням (2) та загальної поверхні бульбашок у шлаку, як величин, що визначають кінетику десульфурзації сталі, за рівнянням (1), з урахуванням режимних параметрів обробки сталі, геометрії та гідродинаміки ванни.

Для середніх значень еквівалентного діаметра d_b (м) і швидкості підйому бульбашки в рідкій сталі u_b (м/с) скористаємось емпіричними залежностями [8]:

$$d_b = 0,35 \cdot [(\alpha \cdot Q)^2 / g]^{0,2}, \quad (5)$$

$$u_b = 1,02 \cdot \sqrt{g \cdot (d_b / 2)}, \quad (6)$$

де Q – витрата газу, м³/с; α – коефіцієнт перерахунку Q на робочі умови; g – прискорення сили тяжіння, м/с².

Основні параметри двофазної області (розглядається зрізаний зворотний конус) – вміст газу φ та кут розкриття γ (град), визначені G.Krishnamurthy, S. Mehrotra і A. Ghosh [9, 10]:

$$\gamma = 82,35 \cdot Fr_m^{0,12} \cdot (H/D)^{-0,254} \cdot (2r/D)^{0,441}, \quad (7)$$

$$\varphi = (\alpha \cdot Q \cdot H / u_b) / V, \quad (8)$$

де $Fr_m = [\alpha Q / (\delta \cdot \pi \cdot r^2) / (g \cdot H)] \cdot (\rho_g / \rho)$ – модифіковане число Фруда;
 $V = (\pi/3)(r_1^2 + r \cdot r_1 + r^2)$ – об'єм двофазної області, м³; δ – відкрита пористість пробки; ρ_g, ρ – щільність відповідно газу та рідкої сталі, кг/м³.

Оцінку сумарної поверхні бульбашок інертного газу F_1 в шлаку проведено на основі рівнянь (7 і 8) в припущенні бульбашкового режиму продувки, сферичної форми бульбашок і достатньо тонкої сталевий плівки на них. Двофазна область у шлаку має умовний радіус та висоту (м): $r_1 = r + H \cdot \tan(\gamma)$ і h (рис. 1). Маса шлаку, необхідна для десульфурації сталі, складає (кг): $M_{sl} = [M \cdot 10^3 ([S]_0 - [S]_t) / (L_S [S]_t - 0,01(S)_{CaO} \cdot \eta_{CaO})]$. Даний параметр визначається через місткість ДСП M (т), початковий $[S]_0$ і перед випуском $[S]_t$ вміст сірки в сталі (мас. %), коефіцієнт розподілу сірки між шлаком і металом $L_S = (S)/[S]_t$, частку вапна в шлаку η_{CaO} , вміст сірки у вапні $(S)_{CaO}$ (мас.%). Висота шлакової ванни, що має щільність ρ_{sl} (кг/м³), складає $h = M_{sl} / (\rho_{sl} \pi D^2 / 4)$ (м).

Вирази для вхідних параметрів рівнянь (1–8), в рамках розв'язування задачі, наведено в табл. 1. Швидкість видалення сірки зі сталі в шлак у «глибокій» ванні, що перемішується, включає дві складові J_1 та J_2 . Вони характеризують різну за гідродинамікою двофазну область (J_1) і периферію (J_2). У стандартній ванні без примусового перемішування, відповідне значення J_0 вважається постійним на міжфазній поверхні F_0 .

Вміст сірки в шлаку (S), не зв'язаної у (CaS) при роботі з постійним оновленням шлаку вважається близьким до 0. Тому оцінка швидкості видалення сірки J на основі рівняння (1) передбачає середню різницю вмісту сірки між сталлю та шлаком у процесі рафінування (мас. %): $\Delta S = ([S]_0 + [S]_m) / 2$.

З позицій геометрії дано оцінку максимальному значенню вмісту газу в двофазній області $\varphi_m = \pi/6$, при якому починається процес коалесценції бульбашок, що супроводжується зміною реагуючої міжфазної поверхні F_1 від максимальної при φ_m до мінімальної, що прагне до πr_1^2 , при $\varphi_u = 1$. Значення граничної витрати інертного газу, відповідно φ_m і φ_u , були оцінені з рівняння (8) з урахуванням (5)–(7) і охарактеризовані як максимальне Q_m і кінцеве Q_u , відповідно. Модель, для простоти, з точки зору порівняльної оцінки, припускає лінійну зміну реагуючої поверхні F_1 в межах швидкості потоку Q_m і Q_u .

Таблиця 1

Вирази для вхідних параметрів при розрахунку кінетики видалення сірки

Параметр	Вираз щодо стандартної ванни	Вираз щодо "глибокої" ванни з перемішуванням	
		Двофазна область	Периферія
Характерний розмір, м	D	r_1	$D - r_1$
Характерна швидкість, м/с	$u_0 \approx 0,05$ за [11]	u_1 за рівнянням (3)	u_2 за рівнянням (4)
Коефіцієнт масопереносу сірки, м/с	$\beta_0 = Sh \cdot D_S / D$	$\beta_1 = Sh \cdot D_S / r_1$	$\beta_2 = Sh \cdot D_S / (D - 2r_1)$
Міжфазна поверхня, м ²	$F_0 = \pi D^2 / 4$	$F_1 = 6\pi \cdot r_1^2 \cdot h \cdot \varphi / d_b$	$F_2 = \pi [D^2 / 4 - r_1^2]$
Швидкість видалення сірки, кг/с	$J_0 = \frac{\beta_0 \cdot F_0 \cdot \Delta S \cdot \rho}{100}$	$J_1 = \frac{\beta_1 \cdot F_1 \cdot \Delta S \cdot \rho}{100}$	$J_2 = \frac{\beta_2 \cdot F_2 \cdot \Delta S \cdot \rho}{100}$
		$J = J_1 + J_2$	

У стандартній ванні без примусового перемішування рух розплаву зумовлено тепловою конвекцією від гарячих зон під дугами і характеризується середньою швидкістю u_0 за даними досліджень О.Гонсалес, М. Рамірес-Аргас, А. Конехо [11] (табл.1).

Моделювання проводили в пакеті прикладних програм Mathcad. Завдання полягало в порівняльній оцінці потоку сірки з металу в шлак в ДСП зі стандартною і «глибокою» ванною. Формули, наведені в табл. 1, використовуються з урахуванням виразів (2)–(8) і припущень, зроблених у моделі.

Вхідні параметри: $D_S = 4,38 \cdot 10^{-9}$ м²/с [2], $L_S = 43$ для конструкційної сталі, розкисленої алюмінієм [10], $[S]_0 = 0,060$, $[S]_t = 0,025$ %, $\nu = 1,0 \cdot 10^{-6}$ м²/с, $\rho = 7000$ кг/м³, $\rho_{ст} = 3100$ кг/м³, $\rho_g = 1,63$ кг/м³, $\eta_{CaO} = 0,44$, $(S)_{CaO} = 4$ %, температура ванни $T_b = 1853$ К, радіус пробки $r = 0,03$ – $0,06$ м, відкрита пористість пробки $\delta = 0,3$. Стандартний коефіцієнт форми ванни m становить 4,5. Для «глибокої» ванни m дорівнює 2,5 за умов мінімізації

втрат теплоти випромінюванням через водоохолоджувані панелі, враховуючи зростання радіаційного внеску поверхні електродів зі зменшенням m та конструктивні обмеження [3]. Параметри ванни D , H (циліндрично-сферичне тіло заданого місткістю ДСП об'єму зі співвідношенням по висоті 1:1) наведено в табл. 2.

Таблиця 2

Параметри геометрії ванни ДСП

Місткість ДСП, M , т	Геометрія ванни, м			
	Стандартна		«Глибока»	
	D	H	D	H
3	1,53	0,34	1,25	0,50
6	1,93	0,43	1,58	0,63
12	2,43	0,54	1,99	0,80

Результати й обговорення

Внесок плівкової десульфурзації в загальний процес видалення сірки виражається співвідношеннями F_1/F_0 і β_1/β_0 (табл. 1). Залежності цих параметрів від витрати інертного газу та коефіцієнта форми ванни представлено на рис. 2.

У «глибокій» ванні (рис. 2а) відношення F_1/F_0 збільшується зі зростанням швидкості продувки газом, досягаючи максимуму 0,23–0,28 при Q_m , при цьому β_1 перевищує β_0 щонайменше в 10–20 разів із тенденцією до зростання співвідношення β_1/β_0 зі збільшенням витрати інертного газу. При $Q > Q_m$ відбувається перехід до бульбашково-струминного режиму зі спадом F_1/F_0 . При $Q = Q_u$ відбувається «пробій» ванни з різким зменшенням міжфазної поверхні металошлаку до площі вихідної плями видування πr_1^2 .

В умовах пневматичного перемішування (рис. 2б) зменшення коефіцієнта форми ванни з 4,5 до 2,5 призводить до підвищення як F_1/F_0 , так і β_1/β_0 на 47–56% та 8–14%, відповідно. При цьому внесок від зростання β_1/β_0 більше проявляється у ДСП більшої місткості, а внесок від збільшення F_1/F_0 – у ДСП меншої місткості.

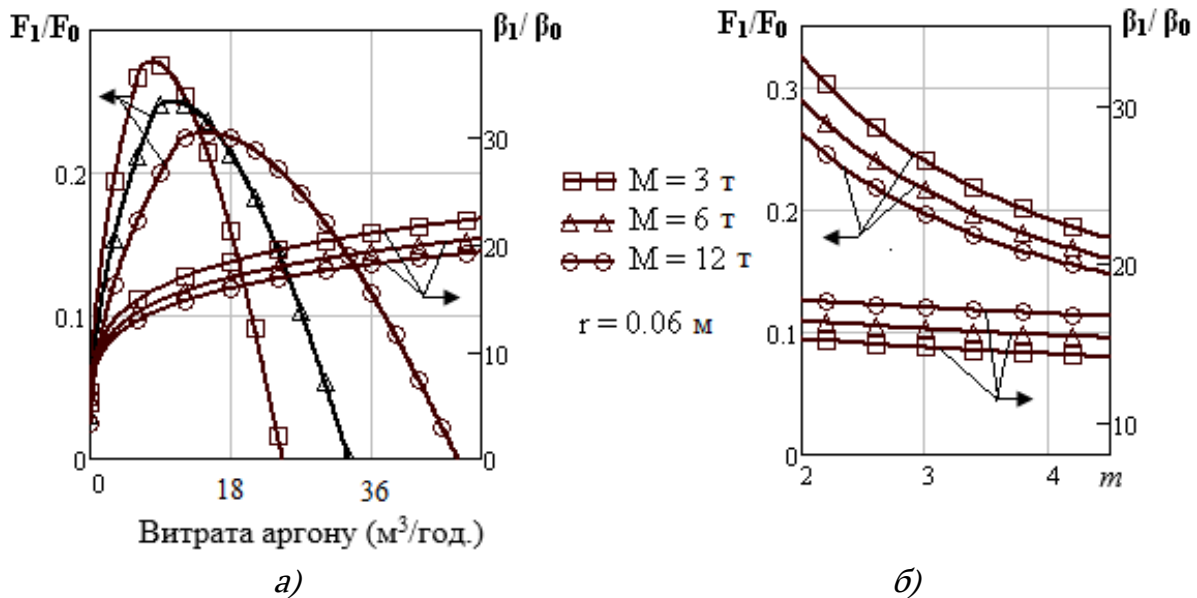


Рисунок 2 – Показники внеску плівкової десульфурзації F_1/F_0 , β_1/β_0 у загальний процес видалення сірки, в залежності від витрати аргону (а) і коефіцієнта форми ванни m при пороговій витраті аргону Q_m (б) (буквені позначення в тексті)

Співвідношення $\varepsilon_J = J/J_0$ (табл. 1) характеризує порівняльну ефективність видалення сірки в «глибокій» ванні з продувкою інертним газом і стандартній ванні без примусового перемішування. Отримані результати, залежно від режиму та геометричних параметрів обробки сталі, наведено на рис. 3.

Для розглянутої групи ДСП максимальне значення ε_J становить 5–6,7 при оптимальній витраті аргону $Q_{opt} = 11\text{--}23 \text{ м}^3/\text{год.}$ (рис. 3а). Робоча зона Q_{opt} має тенденцію до зростання зі збільшенням місткості ДСП і діаметра пористої пробки. Через неоднозначний вплив інтенсивності продувки на реакційну поверхню та коефіцієнт масопереносу сірки, а також враховуючи специфіку масообміну на периферії ванни, значення оптимальної витрати аргону знаходиться в діапазоні: $Q_m \leq Q_{opt} < Q_u$.

При $Q \geq Q_u$ внесок плівкової десульфурзації різко зменшується, а деяке зростання ε_J пов'язане з інтенсифікацією масообміну на периферійній міжфазній поверхні сталь-шлак. Такий режим продувки не є оптимальним з точки зору термодинаміки видалення сірки та для процесу рафінування сталі в цілому через підвищення окислення металу

за рахунок припливу навколишнього повітря на оголену поверхню ванни над пористою пробкою.

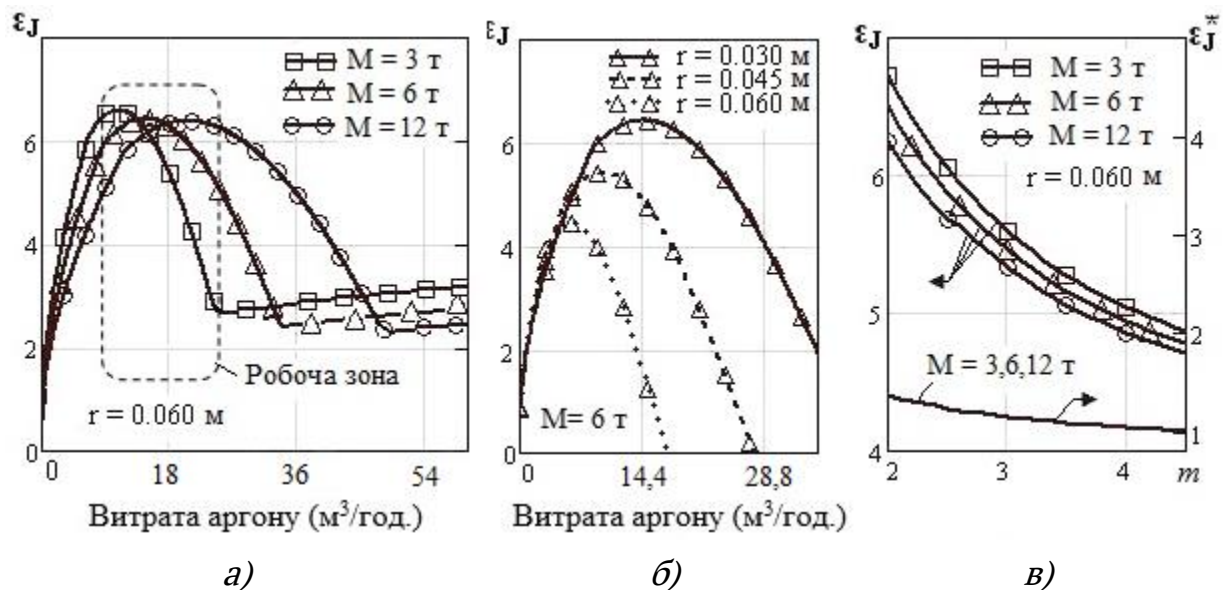


Рисунок 3 – Співвідношення ефективності десульфурації в «глибокій» і стандартній ванні ε_J , включаючи умовний випадок перемішування стандартної ванни ε_J^* , від витрати аргону (а, б), радіуса пористої пробки (б) і коефіцієнта форми ванни m при пороговій витраті аргону Q_m (в) (буквені позначення в тексті)

Збільшення радіуса пористої пробки r зміщує порогові значення Q_m і Q_u у бік вищих витрат і сприяє збільшенню ε_J (рис. 3б). Показник ε_J^* є аналогічним ε_J , але відноситься до випадку умовної стандартної ванни з продувкою інертним газом та введений для виявлення ефекту зменшення коефіцієнта форми. Розрахунковий внесок поглиблення ванни від $m = 4,5$ до $2,5$ у зростання швидкості видалення сірки, для розглянутої групи ДСП, становить у середньому 23 % (рис. 3в).

Таким чином, оптимальне поєднання витрати аргону та розміру пористої пробки є необхідною умовою для ефективної десульфурації сталі в ДСП ливарного класу з «глибокою» ванною. Проте слід враховувати механічне послаблення та посилення ерозії подини печі зі зростанням r .

В рамках моделі тривалість десульфурзації сталі τ_S (хв) виражається наступним чином:

$$\tau_S = ([S]_0 - [S]_t) \cdot 600 \cdot M / J, \quad (9)$$

Отримані значення τ_S порівнювали з оцінками часу десульфурзації τ_S^* (хв), виходячи з концепції, що зв'язує швидкість видалення сірки з потужністю перемішування N_{mix} , що розсіюється в сталеплавильній ванні [12]. Для випадку $N_{mix} > 70$ Вт/т, що, за попередніми оцінками, відповідає робочій зоні витрати інертного газу в розглянутій групі печей, ця залежність має вигляд:

$$\tau_S^* = \frac{\ln\{([S]_t / [S]_0) \cdot [1 + M / (L_S M_{s1})] - M / (L_S M_{s1})\}}{-8 \cdot 10^{-6} \cdot N_{mix}^{2,1} \cdot [1 + M / (L_S M_{s1})]}, \quad (10)$$

Для пневматичного перемішування значення N_{mix} (Вт/т) визначається роботою ізотермічного розширення бульбашок інертного газу проти сил тертя за одиницю часу:

$$N_{mix} = [\rho_g \cdot Q \cdot R \cdot T \cdot \ln(1 + H / 1,48)] / (\mu \cdot M), \quad (11)$$

де R – універсальна газова стала, Дж/кмоль·К; T – температура ванни, К; 1,48 – гідростатична висота стовпа рідкої сталі, м; μ – молекулярна маса інертного газу, кг/кмоль.

Результати порівняльної оцінки часу десульфурзації τ_S і τ_S^* у залежності від витрати інертного газу наведено на рис. 4. Певна відповідність порівнюваних величин спостерігається біля нижньої межі робочої зони витрати інертного газу. Значна розбіжність між досліджуваними параметрами пояснюється особливостями запропонованої моделі, яка при низьких витратах інертного газу враховує внесок теплової конвекції у ванні ДСП у десульфурацию, а при високих витратах – зниження ефективності плівкової десульфурзації через коалесценцію бульбашок. Крім того, розглянута модель більш

адекватно відображає ефект «пробою» ванни, що призводить до збільшення τ_s при $Q \geq Q_u$, що при заданому Q спочатку проявляється в ДСП меншої ємності.

На основі даних чисельного моделювання, в ДСП з «глибокою» ванною потужність перемішування для розглянутих варіантів збільшується в 1,3–2 рази у порівнянні з базовою ванною. Згідно [1] при цьому слід очікувати скорочення технологічного періоду за умов, що він лімітується процесами видалення сірки в середньому в 1,5 рази. З огляду на частку періоду доводки в загальній тривалості плавки в середньому 25–30 %, скорочення часу плавки складе 8–10 %, а економія електроенергії, при середній питомій витраті в дугових печах малої місткості 850 кВт/т, очікується 60–70 кВт/т.

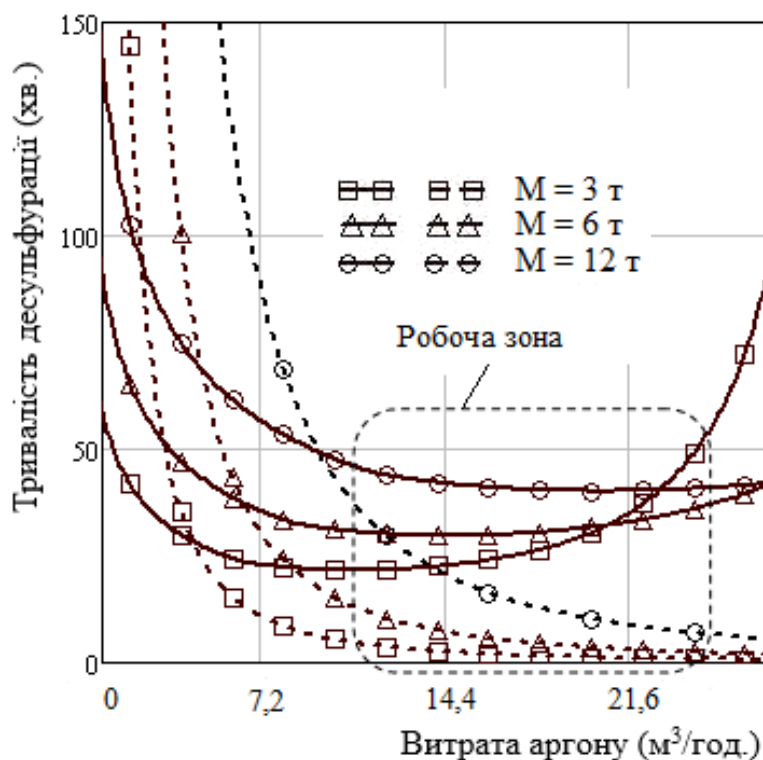


Рисунок 4 – Залежність часу десульфурації в сталеплавильній ванні з пневматичним перемішуванням від витрати інертного газу відповідно до моделі τ_s (суцільні лінії) та оцінкам τ_s^* за [12] (пунктирні лінії)

Висновки

Розроблено математичну модель кінетики десульфурзації сталі в 3–12 т ДСП ливарного класу з урахуванням плівкової десульфурзації, геометрії та гідродинаміки ванни та двофазної області, теплової конвекції та коалесценції бульбашок.

У «глибокій» сталеплавильній ванні з коефіцієнтом форми 2,5 та пневматичним перемішуванням швидкість видалення сірки збільшується в 5–6,7 разів порівняно зі стандартною ванною з коефіцієнтом форми 4,5 без перемішування за рахунок інтенсифікації масообміну в двофазній області та розвитку плівкової десульфурзації, що становить до 23–28 % у загальному процесі. Вплив геометрії ванни з примусовим перемішуванням на видалення сірки більш помітний у ДСП меншої місткості.

Збільшення радіуса пористої пробки в межах 0,03–0,06 м при оптимальній витраті інертного газу 11–23 м³/год. сприяє збільшенню швидкості виносу сірки за рахунок підвищення порогових витрат, що відповідають переходу від бульбашкового режиму до бульбашково-струменевого режиму і до «поломки» банного режиму. Вплив поглиблення ванни на прискорення видалення сірки становить у середньому 23%.

Отримані результати дозволяють очікувати скорочення технологічного періоду за умов, що він лімітується процесами видалення сірки в середньому в 1,5 рази. З огляду на частку періоду доводки в загальній тривалості плавки в середньому 25–30 %, скорочення часу плавки складе 8–10 %, а економія електроенергії, при середній питомій витраті в дугових печах малої місткості 850 кВтг/т, очікується у розмірі 60–70 кВтг/т.

ЛІТЕРАТУРА

1. Yu. Toulouevski, I. Zinurov. *Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection*. Berlin: Springer-Verlag, 2010, 258 p.
2. C. Zhu, P. Chen, G. Li, X. Luo, W. Zheng. A Mathematical Model of Desulphurisation Kinetics for Ultra-low sulphur Steels Refining by Powder

Injection during RH Processing. *ISIJ International*, Vol. 56, 2016, p. 1368–1377.

3. S. Timoshenko, Energy efficient solutions for small capacity electric arc furnaces of a foundry class. *Modern problems of metallurgy. Scientific news*. Dnipro: NMetAU-IVK System Technologies, vol. 21, 2018, p. 73-80.

4. S. Timoshenko, A. Stovpchenko, Yu. Kostetski, M. Gubinski, Energy efficient solutions for EAF steelmaking. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, vol. 88, 2018, p. 18–24.

5. J. Meitz, S. Schneider, F. Oeters, Model experiments on mass transfer in ladle metallurgy. *Steel research*, vol. 62, 1991, p. 1-9.

6. D. Mazumdar, R. Guthrie, The Physical and Mathematical Modeling of Gas Stirred Ladle Systems. *ISIJ International*, vol. 35, 1995, p. 1-20.

7. Z. Han, L. Holappa, Mechanisms of Iron Entrainment into Slag due to Rising Gas Bubbles. *ISIJ International*, vol. 43, 2003, p. 292-297.

8. D. Mazumdar, J. Evans, Modeling of Steelmaking Processes. Boca Raton, London, New York: CRC Press, 2010, 463p.

9. A. Ghosh, *Secondary Steelmaking: Principles and Applications*. New York: CRC Press, 2000, 344p.

10. G. Krishnamurthy, S. Mehrotra, A. Ghosh, Experimental investigation of mixing phenomena in a gas stirred liquid bath. *Metallurgical Transactions*, vol. 19B, 1988, p. 839-850.

11. O. Gonsalez, M. Ramirez-Argaez, A. Conejo, Effect of arc length on fluid flow and mixing phenomena in AC electric arc furnaces. *ISIJ International*, vol.50, 2010, p. 1-8.

12. E. Turkdogan, *Fundamentals of Steelmaking*. London: Maney Publishing, 2010, 331p.