

**С.М. Тімошенко<sup>1</sup>**, д-р техн. наук, ст. наук. співр., проф., e-mail: stimoshenko155@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0003-4221-9978>

**О.М. Смірнов<sup>2</sup>**, д-р техн. наук, проф., зав. відділу, e-mail: stalevoz@i.ua, <https://orcid.org/0000-0001-5247-3908>, Web of Science ResearcherID: N-1890-2017

**Е.М. Немцев<sup>1</sup>**, ст. викладач, e-mail: nedni@ukr.net, <https://orcid.org/0000-0002-2447-3879>

<sup>1</sup>ДВНЗ «Донецький національний технічний університет» (Луцьк, Україна)

<sup>2</sup>Фізико-технологічний інститут металів та сплавів НАН України (Київ, Україна)

## Чисельні дослідження кінетики десульфурації сталі при пневматичному перемішуванні

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** В умовах малих металургійних заводів (ММЗ) видалення сірки у ряді випадків лімітує процес доведення сталі. Кінетика десульфурації визначається питомою потужністю перемішування сталеплавильної ванни. Вплив геометрії ванни на енергоефективність перемішування розплаву і десульфурації сталі при фіксованій масі плавки досліджено недостатньо.

**Мета і метод.** Мета роботи — підвищення енергоефективності виробництва сталі в умовах ММЗ за рахунок мінімізації часу десульфурації. Метод полягає в чисельному моделюванні кінетики видалення сірки з урахуванням геометричних параметрів сталеплавильної ванни та режимних параметрів пневматичного перемішування.

**Новизна і наукове значення досліджень.** У контексті кінетики десульфурації сталі отримали розвиток уявлення щодо енергетичної складової процесу через питому потужність пневматичного перемішування рідкої ванни  $N_{\text{mix}}$ . Показано обмеженість моделі ізотермічного розширення газової бульбашки, що спливає, стосовно оцінки  $N_{\text{mix}}$  в промислових умовах. Запропоновано математичну модель для оцінки  $N_{\text{mix}}$  через усереднену швидкість циркуляції сталі і силу Архімеда, як функцію відносного вмісту газу в двофазній області при струменево-бульбашковому режимі продувки ванни аргоном. Модель спрямована на оптимізацію витрати аргону за критерієм максимальної питомої потужності пневматичного перемішування. Такий режим забезпечує мінімальну тривалість десульфурації при заданих параметрах шлаку і геометрії системи сталеплавильна ванна-донна пориста пробка.

**Практична цінність.** Визначення оптимальної витрати аргону через пористу пробку для забезпечення максимальної питомої потужності пневматичного перемішування сталеплавильної ванни даної геометрії і маси у контексті мінімізації тривалості десульфурації сприяє підвищенню енергоефективності технології виробництва сталі в умовах ММЗ.

**Ключові слова:** сталеплавильна ванна, потужність пневматичного перемішування, десульфурація.

**Вступ.** Повоєнне відновлення сталеплавильного комплексу України відбуватиметься у контексті Зеленого курсу ЄС з поступовим (до 2050 р.) переходом від інтегрованих комбінатів до малих металургійних заводів (ММЗ) [1]. Такі заводи існують в світі вже кілька десятиріч, окреслюючи тренд на мало-вуглецеві технології через використання електроенергії та пряме відновлення заліза. Технологічний маршрут ММЗ передбачає рафінування й доведення рідкого металу до заданої марки сталі переважно засобами позапічної обробки у відповідних агрегатах на кшталт ківш-піч і вакууматор. Видалення сірки в ряді випадків є ланкою, що лімітує процес доведення сталі в цілому, і може бути прискорено при-мисовим перемішуванням ванни.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Сірка необмежено розчиняється в рідкому залізі і погано — у твердому. При кристалізації сталі сульфід заліза

виділяються по межах зерен, через це при нагріванні сталі під прокатку або ковку метал стає червоноломким, а при обробці тиском в структурі сталі виникають рванини і тріщини.

Видалення сірки з розплаву сталі можна представити у вигляді рідкофазної реакції:  $[\text{Fe}] + [\text{S}] + (\text{CaO}) = (\text{CaS}) + (\text{FeO})$ . Через притаманну сірці поверхневу активність процес десульфурації сталі відбувається переважно на поверхні розділу метал-шлак [2, 3].

З хімічної термодинаміки випливає, що для видалення сірки зі сталі необхідно створення шлаку з високою активністю (тобто з високим вмістом  $\text{CaO}$  та зниженим вмістом  $\text{FeO}$ ). Позитивну роль відіграє підвищення температури металу: збільшується розчинність сульфідів кальцію в шлаку, прискорюється підведення сірки до міжфазної поверхні метал-шлак і дифузійне перенесення сірки в об'ємі шлаку. У загальному випадку для проведення десульфурації сталі

потрібно отримати шлак приблизного складу (%):  $\text{CaO} = 50-60$ ;  $\text{Al}_2\text{O}_3 = 15-25$ ;  $\text{SiO}_2 = 5-20$ ;  $\text{FeO} + \text{MnO} < 0,5-1,0$ . Основність шлаку, в першому наближенні виражена як  $\text{CaO}/\text{SiO}_2$ , має бути на рівні 3,3—3,7.

Кінетика десульфурзації, як характеристика інтенсивності потоку сірки зі сталі в шлак  $j$  (кг/с), визначається, згідно з [4, 5], коефіцієнтом масоперенесення  $\beta_s$  (м/с), поверхнею розділу метал-шлак  $F$  (м<sup>2</sup>) та вмістом сірки (кг/м<sup>3</sup>) у металі [S] й шлаку (S):

$$J_s = \beta_s \cdot F ([S] - (S)). \quad (1)$$

Відповідно до рівняння (1), збільшення величин  $\beta_s$  та  $F$  сприяє проведенню десульфурзації. В умовах обмеженості міжфазної поверхні при ковшовій обробці сталі необхідне значення  $J_s$  забезпечують за рахунок примусового перемішування розплаву. Оцінка  $\beta_s$ , згідно з [6], дається на основі критеріального рівняння масоперенесення сірки в системі сталь-шлак:

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

де  $Sh = \beta_s \cdot L/D_s$  — число Шервуда;  $L$  — характерний розмір (м);  $D_s$  — коефіцієнт дифузії сірки в рідкій сталі (м<sup>2</sup>/с);  $Re = u \cdot L/\nu$  — число Рейнольдса;  $u$  — швидкість руху середовища (м/с);  $\nu$  — кінематична в'язкість рідкої сталі (м<sup>2</sup>/с);  $Sc = \nu/D_s$  — число Шмідта.

Коефіцієнт масоперенесення сірки в рівняннях (1), (2) визначається макропотоками розплаву в рідкій сталевій ванні через питому потужність перемішування  $N_{mix}$  (Вт/т). Тривалість десульфурзації сталі  $\tau_{des}$ , як процесу масообміну сіркою між металом та шлаком, визначається початковим  $[S_0]$  і марочним у готовій сталі [S] вмістом сірки (%),  $N_{mix}$  емпіричним для даної технології коефіцієнтом розподілу сірки між шлаком і металом  $L_s = (S)/[S]$  і відносною щодо маси сталі кількістю шлаку  $k_{sl}$  (частка одиниці). Величину  $\tau_{des}$  (хв.) можна оцінити, згідно з [7], за рівнянням:

$$\tau_{des} = \ln \left[ \left( \frac{[S]}{[S_0]} \right) (1 + \varepsilon_1) - \varepsilon_1 \right] / (\varepsilon_1 \varepsilon_2 60), \quad (3)$$

де  $\varepsilon_1 = 1/(L_s \cdot k_{sl})$ ,  $\varepsilon_2 = -0,031 N_{mix}^{0,25}$  — хімічний та енергетичний фактори процесу десульфурзації сталі, відповідно.

Питома потужність перемішування сталеплавильної ванни глибиною  $H_b$  (м) визначається роботою ізотермічного розширення інертного газу, що вдувають через донну пористу пробку з інтенсивністю витрати  $Q_0$  (нм<sup>3</sup>/с) [8]:

$$N_{mix} = Q_0 \cdot \rho_g \cdot R \cdot T_m \cdot \ln(1 + H_b / 1,48) / (M \cdot \mu_g), \quad (4)$$

де  $R$  — універсальна газова стала (Дж/(кмоль·К));  $\rho_g$ ,  $\mu_g$  — густина (кг/нм<sup>3</sup>) і молекулярна маса (кг/кмоль) інертного газу, відповідно;  $M$  — маса сталі у ванні (т); 1,48 — гідростатична глибина рідкої сталі (м).

Згідно з рівнянням (4),  $N_{mix}$  зростає пропорційно  $Q_0$  і процес десульфурзації, відповідно до рівняння (3), прискорюється. Фактично ж виробничники при надмірному  $Q_0$  стикаються з «пробоем» ванни, що характеризується суттєвим погіршенням процесів тепломасообміну в рідкому розплаві. Таким чином,

модель ізотермічного розширення газу має певні обмеження при оцінці потужності перемішування і кінетики десульфурзації сталі. Така модель є коректною лише за умов бульбашкового режиму продувки. В реальних технологічних процесах, зокрема при доведенні металу в пристрої ківш-піч, має місце струменево-бульбашковий режим.

Для підвищення енергоефективності технологічного маршруту ММЗ потрібна більш адекватна модель для визначення  $N_{mix}$  з позицій покращення кінетики десульфурзації шляхом оптимізації режимних параметрів перемішування сталеві ванни інертним газом.

**Мета і метод.** Метою є підвищення енергоефективності доведення сталі в умовах ММЗ за рахунок мінімізації часу десульфурзації шляхом оптимізації інтенсивності витрати інертного газу. Робота полягає у дослідженні кінетики десульфурзації методом чисельного моделювання залежно від геометричних параметрів сталеплавильної ванни та режимних параметрів пневматичного перемішування розплаву інертним газом.

**Матеріал досліджень.** Кінетику десульфурзації сталі на тлі пневматичного перемішування ванни досліджували за допомогою чисельної моделі стосовно до пристрою ківш-піч (ПКП). В структурі ММЗ ПКП забезпечує доведення металу у сталерозливному ковші до заданої марки, в тому числі видалення сірки [1].

Механізм і характеристики десульфурзації та пневматичного перемішування сталеплавильної ванни пояснюються рис. 1. В процесі інжекції інертного газу (аргон) через донну пористу пробку з витратою  $Q_0$  в ванні виникає двофазна газо-металева область. Менша густина двофазної області, порівняно з рідким металом ззовні, є рушійною силою процесу циркуляції розплаву в сталеплавильній ванні. Режим продувки сталі інертним газом визначається геометричними і витратними параметрами через відносний вміст газу в двофазній області. Співвідношення діаметра  $D_b$  і глибини  $H_b$  ванни прийнято  $\omega = D_b/H_b = 1$ , що переважно відповідає практиці ПКП. Форму двофазної області, в умовному припущенні її сталих кордонів, вважаємо усіченим конусом обертання.

Верхня межа відносного вмісту газової фази, що відповідає бульбашковому режиму, характеризує поріг відсутності взаємного обмеження руху газових бульбашок і оцінюється величиною  $\phi = \pi/6$ , що виражається відношенням об'ємів еквівалентної кулястої бульбашки та кубу, описаного ззовні [9]. Зі зростанням витрати газу починається процес коалесценції бульбашок, який супроводжується зниженням реагуючої міжфазної поверхні газ-метал і веде поступово до встановлення струменево-бульбашкового режиму і в підсумку — аварійного «пробою» ванни при  $\phi \approx 1$ . Такий перебіг суттєво блокує циркуляцію розплаву у ванні з огляду на те, що відносний вміст металу у двофазній області  $(1-\phi) \rightarrow 0$ , та на практиці призводить до виплесків розплаву зовні.

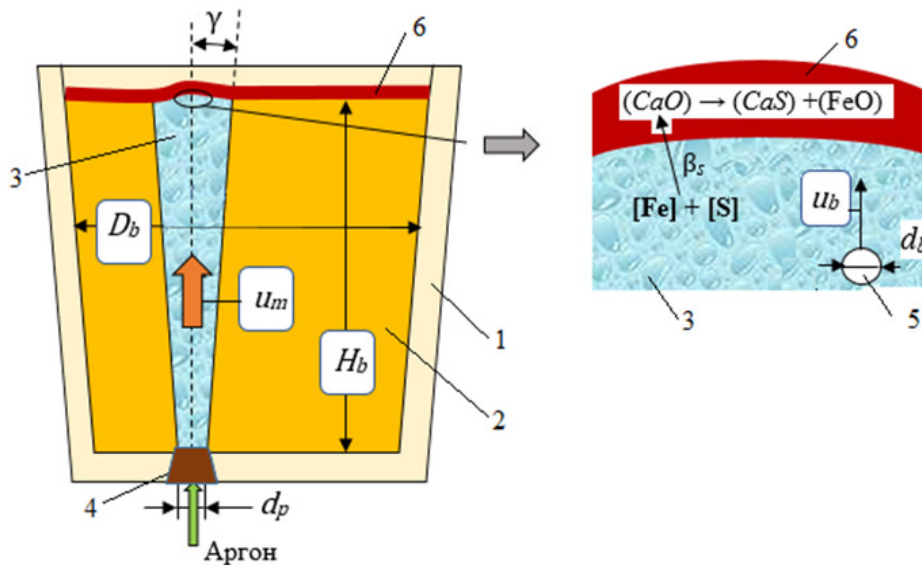


Рис. 1. Схема десульфурації сталі при пневматичному перемішуванні в ПКП: 1 — сталерозливний ківш; 2 — сталева ванна; 3 — двофазна область; 4 — пориста пробка; 5 — газова бульбашка; 6 — шлакова ванна. Інші позначення — в тексті.

У ванні ПКП при практичному домінуванні струменово-бульбашкового режиму барботажний процес лише в першому наближенні відповідає моделі ізотермічного розширення газової бульбашки, що описується рівнянням (4). Більш ґрунтовним для оцінки питомої потужності перемішування представляється застосування емпіричної моделі D. Mazumdar, R. Guthrie [10]. Згідно з цією моделлю, в умовному контурі циркуляції метал рухається з характерною швидкістю  $u_m$  (м/с), яка залежить від означених вище геометричних і режимних параметрів барботажного реактора:

$$u_m = 4,5Q_0^{0,33} H_b^{0,25} / (D_b / 2)^{0,33}. \quad (5)$$

Визначимо потужність пневматичного перемішування  $N_{mix}$  (Вт/т) сталеплавильної ванни масою  $M$  (т) як добуток сили Архімеда, що виштовхує газовий об'єм із рідкої сталі, та швидкості руху металу в двофазній області (за умов нехтування густиною аргону на тлі густини рідкої сталі):

$$N_{mix} = u_m (1 - \phi) V^* \rho g / M, \quad (6)$$

де  $u_m$  — швидкість руху металу в умовному контурі циркуляції (м/с);  $\rho$  — густина рідкої сталі (кг/м<sup>3</sup>);  $g$  — прискорення сили тяжіння (м/с<sup>2</sup>);  $\phi$  — відносний вміст газу (частка одиниці) у двофазній області об'ємом  $V^*$  (м<sup>3</sup>).

Відносний вміст газу у двофазній області  $\phi$  при інтенсивності витрати аргону  $Q_0$  (нм<sup>3</sup>/с) через донну пористу пробку, обґрунтовано нехтуючи дифузією розчинених в металі газів у спливаючу бульбашку інертного газу, складає:

$$\phi = n_b V_b / V^*, \quad (7)$$

де  $n_b = [\alpha Q_0 (H_b / u_b)] / V^*$  — кількість бульбашок, що водночас знаходяться в двофазній області;  $V_b$  —

середній об'єм бульбашки (м<sup>3</sup>);  $u_b$  — швидкість спливання бульбашок (м/с);  $\alpha$  — коефіцієнт приведення витрати аргону до робочих умов сталеплавильної ванни глибиною  $H_b$  (м).

Емпіричні залежності щодо середніх величин еквівалентного діаметра бульбашки  $d_b$  (м), швидкості спливання бульбашок в рідкій сталі  $u_b$  (м/с) та куту розкриття двофазної області  $\gamma$  (градус) для оцінки  $V^*$ ,  $\phi$ ,  $N_{mix}$ , згідно з [8, 10, 11], мають вид:

$$d_b = 0,35 \left[ \alpha Q_0^2 / g \right]^{0,2}, \quad (8)$$

$$u_b = 1,02 \sqrt{g (d_b / 2)}, \quad (9)$$

$$\gamma = 82,35 Fr_m^{0,12} (H_b / D_b)^{-0,254} (d_p / D_b)^{0,441}, \quad (10)$$

де  $Fr_m = [(\alpha Q_0 / 0,25 \delta \cdot \pi d_p^2) / (g \cdot L)] \cdot (\rho_g / \rho)$  — модифіковане число Фруда;  $d_p$  — діаметр робочої зони пористої пробки (м);  $\delta$  — відкрита пористість пробки (частка одиниці);  $\rho_g$  — густина аргону в робочих умовах (кг/м<sup>3</sup>);  $L$  — характерний розмір, що для даної задачі є  $H_b$  (м).

Оцінки питомої потужності пневматичного перемішування  $N_{mix}$  за рівнянням (6) залежно від інтенсивності витрати аргону  $Q_0$  при фіксованому діаметрі пористої пробки  $d_p = 80$  мм наведено на рис. 2а стосовно до ПКП з масою плавки  $M = 20, 50$  і  $100$  т (криві 1, 2, 3, відповідно). Вплив діаметра пористої пробки на  $N_{mix}$  відображено на рис. 2б у вигляді залежності  $N_{mix}$  від  $Q_0$  при фіксованій  $M = 50$  т і варіюванні  $d_p = 60, 80, 100$  мм (криві I, II, III, відповідно).

Дані, наведені на рис. 2а, б, свідчать про наявність оптимальної, за критерієм максимуму  $N_{mix}$ , інтенсивності витрати газу для даних геометричних характеристик рідкої ванни й пористої пробки та маси плавки. Зі зменшенням місткості сталерозлив-



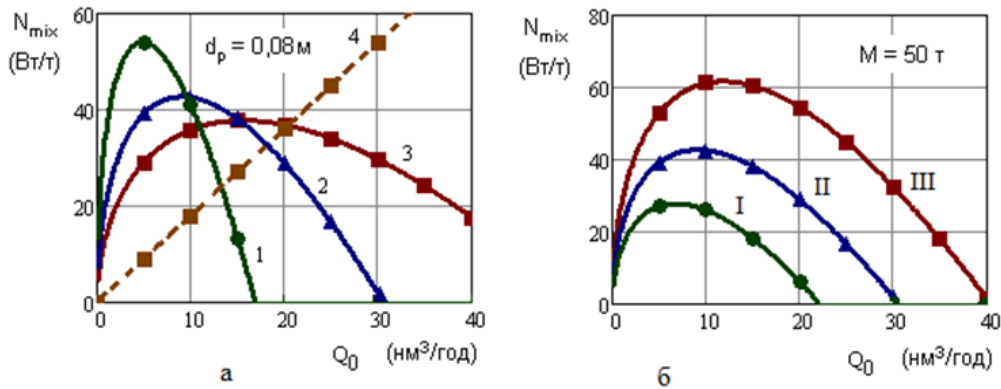


Рис. 2. Питома потужність перемішування  $N_{mix}$  у ПКП залежно від інтенсивності витрати аргону  $Q_0$  при фіксованому діаметрі пористої пробки  $d_p$  (а) та фіксованій масі плавки  $M$  (б). Пояснення — в тексті.

ного ковша  $M$ , за умов незмінних параметрів  $\omega$  та  $d_p$ , спостерігається тенденція зростання  $N_{mix}$  (криві 1, 2, 3 на рис. 2а). Проте, інтервал інтенсивності витрати аргону, що відповідає найбільшій енергоефективності процесу пневматичного перемішування ( $N_{mix} \rightarrow \max$ ), звужується. Дана ситуація пов'язана з перевищенням негативного впливу маси металу на величину  $N_{mix}$  над позитивним внеском факторів зростання  $u_m$  та  $\phi$  у двофазній області.

Найбільш суттєвий вплив на  $N_{mix}$  надає збільшення (в практично прийнятних межах) діаметра пористої пробки при фіксованих  $M$ ,  $Q_0$  та  $\omega$  (криві I, II, III на рис. 2б). Ефект полягає у зростанні об'єму двофазної області, яка є рушійною силою процесу циркуляції ванни.

Чисельні дослідження показали, що застосування моделі ізотермічного розширення бульбашки згідно з рівнянням (4) для оцінки  $N_{mix}$  призводить до результату (лінія 4 на рис. 2а), в певній мірі відповідного бульбашковому режиму продувки сталі. При перевищенні критичної інтенсивності витрати газу, в умовах перебігу до «пробою» ванни, спостерігається принципове розходження результатів оцінки  $N_{mix}$  за моделлю ізотермічного розширення бульбашки та запропонованою моделлю (крива 3 на рис. 2а). Слід зазначити, що порівняння моделей проведено за умов ПКП місткістю 100 т.

Важливим фактором енергоефективності пневматичного перемішування сталі є відносний вміст інертного газу у двофазній області  $\phi$ . Доцільним представляється підтримка  $\phi$  на межі переходу бульбашкового режиму у струменево-бульбашковий, що забезпечує максимальну  $N_{mix}$  за даних технологічних умов.

Попри енергетичну сторону десульфурзації, видалення сірки, як хімічних процес, безпосередньо забезпечується шлаковим режимом сталеплавильної ванни. Для отримання шлакової фази достатньої рухомості у рідкому стані при температурі 1550—1600 °С сума компонентів, що загущують шлак, а саме  $\text{CaO} + \text{MgO} + \text{MnO} + \text{Cr}_2\text{O}_3$ , має бути не вище 65 %. Але зазвичай ця сума в рафінувальному шлаку вище, що потребує додаткової присадки  $\text{CaF}_2$ . Вміст  $\text{MgO}$  слід підтримувати на рівні 6—8 %: його знижен-

ня веде до зростання ерозії футеровки шлакового поясу ковша, а підвищення — знижує рухомість шлаку у рідкому стані. Кількість шлаку  $k_{sl}$  (в частках від маси сталі) для досягнення заданого вмісту сірки в металі можна оцінити за законом діючих мас:

$$k_{sl} = ([S_0] - [S]) / ([S]L_s - (S)(\text{CaO})), \quad (11)$$

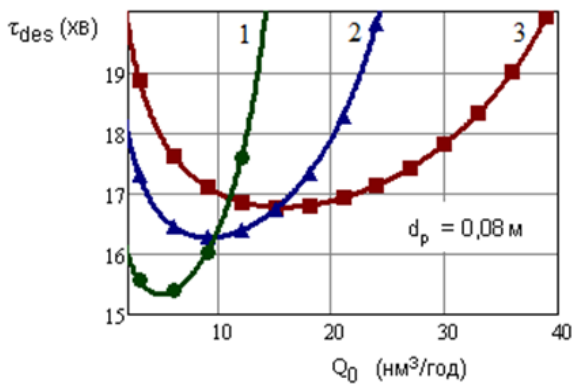
де  $[S_0]$ ,  $[S]$  — початковий і марочний вміст сірки в сталі, відповідно (%);  $(S)$  — початковий вміст сірки в шлаку за рахунок її присутності у вапні (%);  $(\text{CaO})$  — вміст вапна в шлаку у долях одиниці.

Оцінку кінетики десульфурзації проводили за рівнянням (3) з урахуванням (6) для ковшів місткістю  $M = 20, 50$  та  $100$  т з фіксованим діаметром пористої пробки  $d_p = 80$  мм за умов:  $\delta = 0,3$ ;  $L_s = 55$  для конструкційної сталі у ванні ПКП, згідно з даними [3];  $k_{sl} = 0,082$  оцінка за формулою (11) при  $(\text{CaO}) = 0,4$ ;  $[S_0] = 0,05$ ;  $[S] = 0,02$  %. Результати розрахунків із застосуванням чисельної моделі наведено на рис. 3. Вони показують вирішальну роль перемішування ванни (інтенсивності витрати інертного газу) у розвитку процесу видалення сірки зі сталі в шлакову фазу. Важливим енергоефективним заходом десульфурзації є реалізація струменево-бульбашкового режиму руху середовища в двофазній області.

При фіксованих значеннях вихідного й марочного вмісту сірки в сталі та режиму продувки, що характеризується інтенсивністю витрати газу  $Q_0$ , зі зростанням маси плавки час десульфурзації збільшується. Водночас зростають інтервал та величина оптимальної інтенсивності витрати газу. Перехід до режиму «пробою» ванни більш різко, а отже негативно стосовно кінетики десульфурзації, проявляється в сталерозливних ковшах меншої місткості (крива 1 на рис. 3) в порівнянні з ковшами більшої місткості (криві 2, 3 на рис. 3).

### Висновки

Отримали розвиток уявлення щодо енергетичної складової кінетики десульфурзації сталі через питому потужність пневматичного перемішування рідкої ванни  $N_{mix}$ . Показано обмеженість моделі ізотермічного



**Рис. 3.** Розрахункова залежність тривалості десульфурації у ПКП  $\tau_{des}$  від інтенсивності витрати аргону  $Q_0$  при фіксованому діаметрі пористої пробки  $d_p$ . Маса плавки  $M = 20$  (1), 50 (2), 100 т (3).

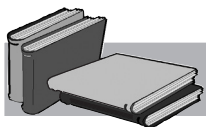
розширення газової бульбашки, що спливає, для визначення  $N_{mix}$  в промислових умовах. Запропоновано математичну модель оцінки  $N_{mix}$  через усереднену швидкість циркуляції сталі і силу Архімеда як функцію відносного вмісту газу в двофазній області. Модель за умов струменево-бульбашкового режиму продувки дозволяє оптимізувати інтенсивність витрати аргону

за критерієм мінімальної тривалості десульфурації сталі через забезпечення максимальної  $N_{mix}$  при заданих шлаковому режимі та геометричних параметрах сталеплавильної ванни й пористої пробки.

Зі зменшенням маси плавки  $M$ , за інших рівних умов, тривалість десульфурації знижується за рахунок зростання питомої потужності перемішування сталеплавильної ванни. Проте, інтервал інтенсивності витрати аргону, що відповідає мінімуму тривалості десульфурації та найбільшій енергоефективності процесу пневматичного перемішування ( $N_{mix} \rightarrow \max$ ), звужується.

Найбільш суттєво питому потужність пневматичного перемішування підвищує збільшення діаметра пористої пробки через зростання об'єму двофазної області та її транспортувальних можливостей, як рушійної сили процесу циркуляції сталеплавильної ванни.

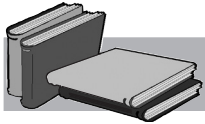
Визначення оптимальної інтенсивності витрати аргону для забезпечення максимальної питомої потужності пневматичного перемішування сталеплавильної ванни даної геометрії і маси у контексті мінімізації тривалості десульфурації сприяє підвищенню енергоефективності технології виробництва сталі в умовах малих металургійних заводів.



## ЛІТЕРАТУРА

- Смірнов О.М., Тимошенко С.М., Нарівський А.В. Відновлення та інноваційний розвиток виробництва сталі в Україні в контексті енергоефективності та європейського зеленого курсу. *Вісник НАН України*. 2023. № 4. С. 21—38. <https://doi.org/10.15407/visn2023.04.021>
- Holappa L. Secondary steelmaking. In book *Treatise on process metallurgy: industrial processes*. Seetharaman, S., editor. Oxford, Elsevier, 2014. P. 301—345.
- Ghosh A. *Secondary Steelmaking. Principles and Applications*. New York: CRC Press, 2000. 344 p.
- Zhu C., Chen P., Li G., Luo X., Zheng W. A Mathematical Model of Desulphurisation Kinetics for Ultra-low sulphur Steels Refining by Powder Injection during RH Processing. *ISIJ International*, 2016. Vol. 56. Iss. 8. P. 1368—1377. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2016-124>
- Schrama F.N., Beunder E.M., Van den Berg B., Yongxiang Yang, Boom, R. Sulphur removal in ironmaking and oxygen steelmaking. *Ironmaking & Steelmaking*. 2017. Vol. 44. Iss. 5. P. 333—343. <http://dx.doi.org/10.1080/03019233.2017.1303914>
- Meitz J., Schneider S., Oeters F. Model experiments on mass transfer in ladle metallurgy. *Steel research*. 1991. № 62. P. 1—9.
- Turkdogan E. *Fundamentals of Steelmaking*. London: Maney Publishing, 2010. 331 p.
- Mazumdar D., Evans J. *Modeling of Steelmaking Processes*. London, New York: CRC Press, 2010. 463 p.
- Тимошенко, С.М., Немцев, Е.М., Губинський, М.В. Енергоефективні рішення щодо рафінування сталі в електродуговій печі ливарного класу. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісн.* Дніпро: НМетАУ-ІВК Системні технології. 2023. № 26. С. 99—111. <https://doi.org/10.34185/1991-7848.2023.01.9>
- Mazumdar D., Guthrie R. The Physical and Mathematical Modeling of Gas Stirred Ladle Systems. *ISIJ International*. 1995. № 35. Iss. 1. P. 1—20. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.35.1>
- Kirshnamurthy G., Ghosh A., Mehrotra S. Characterization of two-phase plume in a gas stirred liquid bath — a water model study. *Metallurgical Transactions*. 1988. № 19B. P. 885—892.

Надійшла 28.10.2023



## REFERENCES

1. Smirnov, O.M., Timoshenko, S.M., Narivskiy, A.V. (2023). Renovation and innovative development of steel production in Ukraine in the context of energy efficiency and Green Deal. *Visn. Nac. Akad. Nauk Ukr.*, 4, 21-38. <https://doi.org/10.15407/visn2023.04.021> [in Ukrainian].
2. Holappa, L. (2014). Secondary steelmaking. In book *Treatise on process metallurgy: industrial processes*. Seetharaman, S., editor. Oxford, Elsevier, 301-345.
3. Ghosh, A. (2000). *Secondary Steelmaking. Principles and Applications*. New York: CRC Press, 344 p.
4. Zhu, C., Chen, P., Li, G., Luo, X., Zheng, W. (2016). A Mathematical Model of Desulphurisation Kinetics for Ultra-low sulphur Steels Refining by Powder Injection during RH Processing. *ISIJ International*, 56(8), 1368-1377. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2016-124>
5. Schrama, F.N., Beunder, E.M., Van den Berg, B., Yongxiang Yang, Boom, R. (2017). Sulphur removal in ironmaking and oxygen steelmaking. *Ironmaking & Steelmaking*, 44(5), 333-343. <http://dx.doi.org/10.1080/03019233.2017.1303914>
6. Meitz, J., Schneider, S., Oeters, F. (1991). Model experiments on mass transfer in ladle metallurgy. *Steel research*, 62, 1-9.
7. Turkdogan, E. (2010). *Fundamentals of Steelmaking*. London: Maney Publishing, 331 p.
8. Mazumdar, D., Evans, J. (2010). *Modeling of Steelmaking Processes*. London, New York: CRC Press, 463 p.
9. Timoshenko, S.M., Niemtsev, E.M., Gybinskyi, M.V. (2023). Energy-efficient solutions for steel refining in foundry class electric arc furnace. *Modern problems of metallurgy. Scientific bulletin*. Dnipro: NMetAU-IVK System Technologies, 26, 99-111. <https://doi.org/10.34185/1991-7848.2023.01.9> [in Ukrainian].
10. Mazumdar, D., Guthrie, R. (1995). The Physical and Mathematical Modeling of Gas Stirred Ladle Systems. *ISIJ International*, 35(1), 1-20. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.35.1>
11. Kirshnamurthy, G., Ghosh, A., Mehrotra, S. (1988). Characterization of two-phase plume in a gas stirred liquid bath — a water model study. *Metallurgical Transactions*, 19B, 885-892.

Received 28.10.2023

## Summary

**S.M. Timoshenko**<sup>1</sup>, Dr. Sci. (Engin.), Senior Research Scientist, Professor, e-mail: [stimoshenko155@gmail.com](mailto:stimoshenko155@gmail.com), <https://orcid.org/0000-0003-4221-9978>

**O.M. Smirnov**<sup>2</sup>, Dr. Sci. (Engin.), Professor, Head of the Department, e-mail: [stalevoz@i.ua](mailto:stalevoz@i.ua), <https://orcid.org/0000-0001-5247-3908>, Web of Science ResearcherID: N-1890-2017

**E.M. Niemtsev**<sup>1</sup>, Senior Lecturer, e-mail: [nedni@ukr.net](mailto:nedni@ukr.net), <https://orcid.org/0000-0002-2447-3879>

<sup>1</sup>*SHEI "Donetsk National Technical University" (Lutsk, Ukraine)*

<sup>2</sup>*Physico-technological Institute of Metals and Alloys of the NAS of Ukraine (Kyiv, Ukraine)*

## Numerical studies of the kinetics of steel desulfurization with pneumatic stirring

**Analysis of recent research and publications.** In the conditions of mini-mills, the removal of sulfur in a number of cases is the limiting link in the production of steel. The kinetics of desulfurization is determined by the specific stirring power of the steel melting bath. The influence of the geometry of the bath on the efficiency of pneumatic mixing and desulfurization of steel at a fixed mass has not been sufficiently studied.

**Purpose and method.** The purpose of the work is increasing the energy efficiency of steel production in the conditions of a mini-mill due to the minimization of steel desulfurization time. The method consists of numerical modeling of the desulfurization kinetics taking into account the geometric parameters of the steel melting bath and regime parameters of pneumatic mixing.

**Novelty and scientific significance of research.** In the context of the kinetics of steel desulfurization, an understanding of the energy component of the process was developed through the specific power of pneumatic mixing of the liquid bath  $N_{mix}$ . The finiteness of the isothermal expansion model of the rising gas bubble for determining  $N_{mix}$  in industrial conditions through argon flow rate is shown. A mathematical model for estimating  $N_{mix}$  when purging the bath with argon in jet-bubble mode through the averaged speed of liquid steel movement and Archimedes' force as a function of the gas content ratio in the two-phase region is proposed. The model allows optimizing argon flow rate according to the criterion of the maximum specific power of pneumatic mixing. This mode ensures the minimum duration of steel desulfurization for the given slag parameters

and geometry of the steel melting bath-bottom porous plug system.

**Practical value.** Determining the optimal flow rate of argon to ensure the maximum specific power of pneumatic mixing of a steel melting bath of a certain geometry and mass in the context of minimizing the duration of desulfurization contributes to increasing the energy efficiency of the steel production technology in the conditions of mini-mill operation.

**Keywords**

Steel melting bath, power of pneumatic mixing, desulfurization.