

ISSN 1028-2335

№3
(144)
2024

**ТЕОРІЯ
І ПРАКТИКА
МЕТАЛУРГІЇ**

**THEORY
AND PRACTICE
OF METALLURGY**



ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

№3
(144)
2024

НАУКОВО-ВИРОБНИЧИЙ ЖУРНАЛ

Видається з березня 1997 року
Виходить 4 рази на рік

Засновники: Український державний університет науки і технологій
Відділення матеріалознавства та металургії
Академії інженерних наук України

Видавець: Український державний університет науки і технологій

Дніпро
2024

THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY

No. 3
(144)
2024

SCIENTIFIC AND PRODUCTION JOURNAL

Issued since March 1997
Released 4 times a year

Founders: Ukrainian state university of science and technologies
Department of Materials Science and Metallurgy
Of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine

Publisher: Ukrainian state university of science and technologies

Dnipro
2024

Журнал зареєстровано в Національній раді України з питань телебачення і радіомовлення як друковане медіа. Рішення № 924 від 28.09.2023. Ідентифікатор медіа: R30-01392.

Наказом Міністерства освіти і науки України №157 від 09.02.2021 р. журнал включено до категорії «Б» переліку наукових фахових видань України за спеціальностями:

133 – Галузеве машинобудування;

136 – Металургія;

161 – Хімічні технології

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Головний редактор – д.т.н., проф. Проїдак Ю.С. (Україна)

Заступник головного редактора – д.т.н., проф. Камкіна Л.В. (Україна)

д.т.н., проф. Білодіденко С.В. (Україна)

д.т.н., проф. Волкова О. І. (Німеччина)

д.т.н., проф. Гнатушенко В.В. (Україна)

д.т.н., проф. Кнапинський М.Я. (Польща)

д.т.н., проф. Куцова В.З. (Україна)

д.т.н., проф. Лежнев С.М. (Казахстан)

д.т.н., проф. Лялюк В.П. (Україна)

д.т.н., проф. Малий Є.І. (Україна)

д.т.н., проф. Медовар Л.Б. (Україна)

д.т.н., проф. Сігарьов Є.М. (Україна)

д.т.н., проф. Стовпченко Г.П. (Україна)

д.т.н., проф. Фролов Я.В. (Україна)

д.т.н., проф. Шатоха В.І. (Україна)

Матеріали публікуються мовою оригіналу та ліцензуються відповідно до [Creative Commons Attribution 4.0 International \(CC BY 4.0\)](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/).

Автори зберігають авторські права на опубліковані статті та надають видавцеві невиключне право на публікацію статті, з посиланням на нього як на оригінального видавця у разі повторного використання, а також на розповсюдження статті у будь-якій формі та на будь-яких носіях.

Автори можуть укласти окремі додаткові договори про невиключне поширення опублікованої статті (наприклад, розміщення її в інституційному репозитарії або публікація в книзі) із зазначенням її первинної публікації в цьому журналі з обов'язковим зазначенням doi статті.

The Journal is registered as a print media outlet by the National Council of Television and Radio Broadcasting of Ukraine. Decision No. 924, dated September 28, 2023. Media Identifier: R30-01392.

By the order of the Ministry of Education and Science of Ukraine No. 157 from 09.02.2021 p. the journal is included in category "B" of the list of scientific professional publications of Ukraine, by specialties:

133 - Industry engineering;
136 - Metallurgy;
161 - Chemical technologies

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Editor in Chief – D. Tech. Sc., prof. Proidak Yu. (Ukraine)

Honorable Editor – D. Tech. Sc., prof. Kamkina L. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Bilodidenko S. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Volkova O. (Germany)

Prof., D. Tech. Sc. Hnatushenko V. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Knapiński M. (Poland)

Prof., D. Tech. Sc. Kutsova V. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Lezhniev S. (Kazakhstan)

Prof., D. Tech. Sc. Lialiuk V. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Malyi E. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Medovar L. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Siharov Ye. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Stovpchenko H. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Frolov Ya. (Ukraine)

Prof., D. Tech. Sc. Shatokha V. (Ukraine)

Articles are published in their original language and licensed under [Creative Commons Attribution 4.0 International \(CC BY 4.0\)](#).

Authors retain copyright of the published papers and grant to the publisher the non-exclusive right to publish the article, to be cited as its original publisher in case of reuse, and to distribute it in all forms and media.

Authors can enter the separate, additional contractual arrangements for non-exclusive distribution of the published paper (e.g., post it to an institutional repository or publish it in a book), with an indication of its primary publication in this journal and the mandatory indication of the article's doi.

Жаданос О.В., Дерев'яно І.В., Петренко М.С., Шепетяк Є.А., Мацішин В.Г.
Дослідження та аналіз теплоенергетичних під час позапічної
обробки сталі в агрегаті ківш-піч ємністю 100 тон

Zhdanos O.V., Derevianko I.V., Petrenko M.S., Shepetiak E.A., Matsyshyn V.G.
Research and analysis of thermal energy processes during secondary
steelmaking in the ladle-furnace with the capacity of 100 tons

Мета. Температура розплаву – один з найбільш важливих технологічних параметрів, котрий контролюється під час обробки сталі на установці ківш-піч. Дослідження показали, що далеко не завжди при обробці забезпечуються режими ефективного нагрівання розплаву, що гарантовані тривалістю обробки установок за контрактом. Причиною цього є значне відхилення значень вхідних параметрів процесу (товщини шлакового покриву, маси розплаву, температури футеровки ковша, витрат аргону, початкової температури розплаву). Температура розплаву контролюється шляхом проміжних вимірів термодатчиками, виконання яких можливе лише при відключенні установки, що призводить до збільшення тривалості обробки, витрат тепла і зниження енергетичного і теплового к.к.д. установки. Тому необхідно для прогнозування температури розплаву розробити математичну модель, яка, з одного боку, досить точно прогнозувала динаміку температури розплаву, а з іншого (для спрощення її інтеграції в АСУ), описувалася б досить простими аналітичними виразами з мінімумом вхідних параметрів. Також розробка математичної моделі динаміки теплового стану розплаву в агрегаті ківш-піч відкриває нові можливості задля вдосконалення існуючих систем автоматизованого управління, що є дуже важливим з точки зору реалізації парадигми Індустрія 4.0 на підприємствах гірничо-металургійного комплексу України. **Методика.** Розроблено теплофізичну модель динаміки теплового стану розплаву в агрегаті ківш-піч ємністю 100 т. З використанням балансів рівнянь виконано розрахунок динаміки теплового стану розплаву. Оцінені статті енергетичного балансу агрегату ківш-піч. **Результати та наукова новизна.** Розроблена динамічна модель теплових процесів в агрегаті ківш-піч, в якій, на відміну від отриманих раніше теплофізичних моделей врахована наявність відкритої поверхні металу, площа якої залежить від інтенсивності продувки інертним газом, а також нестационарність початкових умов всередині футеровки ковша. Модель адаптована до реальних промислових умов. **Практична цінність.** Отримані аналітичні вирази зміни температури розплаву дозволяють інтегрувати розроблену модель в існуючі АСУ позапічної обробки сталі. Аналіз статей енергетичного балансу установки показує, що існують резерви підвищення енергетичного і теплового к.к.д. установки.

Ключові слова: позапічна обробка сталі, установка ківш-піч, теплоенергетичні процеси, температура рідкої сталі, енергетичний баланс, автоматизована система управління.

The goal. The temperature of the melt is one of the most important technological parameters that is controlled during steel processing on the ladle-furnace. Research has shown that not always during processing, the regimes of effective heating of the melt are ensured, which are guaranteed by the suppliers of the equipment under the contract. The reason for this is the significant deviation of the input process parameters (thickness of the slag coating, mass of the melt, temperature of the furnace lining, argon flow rate, and initial temperature of the melt). The melting temperature is controlled by intermediate measurements using thermocouples, which can only be performed when the unit is switched off, leading to an increase in processing time, heat loss, and a decrease in the energy and thermal efficiency of the unit. Therefore, it is necessary to develop a mathematical model for predicting the melting temperature, which, on the one hand, would quite accurately predict the dynamics of the melting temperature, and on the other hand (for simplifying its integration into the ACS), would be described by fairly simple analytical expressions with a minimum of input parameters. The development of a mathematical model of the dynamics of the thermal state of the melt in the ladle-furnace unit also opens up new opportunities for improving existing automated control systems, which is very important from the point of view of implementing the Industry 4.0 paradigm in the enterprises of the Ukrainian mining and metallurgical complex. **Methodology.** A thermophysical model of the dynamics of the thermal state of the melt in a 100-ton ladle-furnace unit has been developed. Using balance equations, calculations of the dynamics of the thermal state of the melt have been carried out. The energy balance items of the ladle-furnace unit have been estimated. **Results and scientific novelty.** A dynamic model of thermal processes in a ladle-furnace unit has been developed. Unlike previously obtained thermophysical models, this model takes into account the presence of an open metal surface, the area of which depends on the intensity of purging with inert gas, as well as the non-stationarity of the initial conditions inside the ladle lining. The model has been adapted to real industrial conditions. **Practical value.** The obtained analytical expressions for the change in melt temperature allow the integration of the developed model into existing automated control systems (ACS) for secondary steelmaking. The analysis of the unit's energy balance items shows that there are reserves for increasing its energy and thermal efficiency.

Keywords: secondary steelmaking, ladle-furnace unit, thermal energy processes, liquid steel temperature, energy balance, automated control system.

© Жаданос О.В. – к.т.н., доц. УДУНТ
 Дерев'яно І.В. – к.т.н., доц. УДУНТ
 Петренко М.С. - УДУНТ
 Шепетяк Є.А. - УДУНТ
 Мацішин В.Г. - УДУНТ

© Zhdanos O. – c.t.s., docent USUST
 Derevianko I. – c.t.s., docent USUST
 Petrenko M. – USUST
 Shepetiak E. – USUST
 Matsyshyn V. – USUST



This is an Open Access article under the CC BY 4.0 license <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

Вступ. Постійне збільшення вимог до якості сталей, що виплавляються, обумовлює популярність позапічної обробки сталі. Одним з основних агрегатів позапічної обробки є установка ківш-піч (УКП), яка призначена для доведення сталі за хімічним складом, десульфурзації і підігріву розплаву перед наступними технологічними операціями. Робота УКП характеризується різним режимом нагріву в залежності від включеної потужності трансформатора, що використовується. Нагрівання металу починають на більш низьких рівнях потужності, поки не стабілізується робота електричної дуги, а потім переходять на більш високі рівні. В ході обробки з метою гомогенізації розплаву його перемішують аргонном, який подають через продувний блок в днищі ковша.

Нагрівання розплаву на УКП повинно проводитися до такої температури, яка дозволить компенсувати теплові витрати під час наступних технологічних операцій та забезпечити необхідний температурний діапазон перед розливанням з метою забезпечення сприятливих умов формування якісної структури зливку при мінімальній витраті електричної енергії. Таким чином, температура розплаву – один з найбільш важливих технологічних параметрів, котрий контролюється під час обробки сталі на УКП. Дослідження показали, що далеко не завжди при обробці забезпечуються режими ефективного нагрівання розплаву, що гарантовані поставачальниками установок за контрактом. Причиною цього є значне відхилення значень вхідних параметрів процесу (товщини шлакового покриву, маси розплаву, температури футеровки ковша, витрат аргону, початкової температури розплаву). Температура розплаву контролюється шляхом проміжних вимірів термопарами, виконання яких можливе лише при відключенні установки, що призводить до збільшення тривалості обробки, втрат тепла і зниження енергетичного і теплового к.к.д. установки. Тому необхідно для прогнозування температури розплаву розробити математичну модель, яка, з одного боку, досить точно прогнозувала динаміку температури розплаву, а з іншого (для спрощення її інтеграції в АСУ), описувалася б досить простими аналітичними виразами з мінімумом вхідних параметрів.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Проблемам математичного моделювання теплоенергетичних процесів в агрегатах позапічної обробки сталі присвячені роботи [1-5]: Розроблена комплексна модель теплообмінних процесів в об'ємі сталі з урахуванням її перемішування, в стінці і склепінні ковшу, що охолоджується водою, з урахуванням екранування дуги шлаком, яка дозволяє враховувати вплив режимів роботи УПК на втрати тепла, а також розроблені рекомендації для оптимізації управління тепловим і електричним режимами УПК [1]; Розглянуто вплив газонаповненості розплаву під час

продування і температури газів під кришкою УПК на середню температуру розплаву, що рафінується [2]; досліджено ефективність перетворення електричної енергії, визначений енергетичний к.к.д. УПК при нагріванні розплаву і її тепловий баланс з урахуванням технологічних зупинок і нестаціонарності початкових умов теплопередачі всередині футерування ковша перед обробкою [3]; Представлені результати чисельного дослідження теп-лового стану металевої ванни місткістю 350 т УПК з трансформатором потужністю 45 МВ·А, зіставлені варіанти нагріву розплаву при продуванні аргонном з використанням одно-, дво- і трьохфурменого компонування донного блоку для продування [4]; Розроблено алгоритм оптимального управління відновним періодом плавки в дугових сталеплавильних печах і технологічних комплексах піч-ківш, що забезпечує стабільність якості виплавленої сталі при мінімальних енергетичних витратах [5]. Врахування впливу шлакового режиму на ефективність електродугового нагрівання розплаву, голістичного підходу при аналізі всіх факторів (товщини шлакового покриву, маси розплаву, температури футеровки ковша, витрат аргону, початкової температури розплаву), які впливають на тепловий баланс УКП, отримання досить простих аналітичних виразів, які з високою точністю описують динаміку температури розплаву дозволять доповнити існуючі дослідження.

Мета і завдання досліджень. Метою досліджень є розробка теплофізичної моделі динаміки теплового стану розплаву в агрегаті ківш-піч ємністю 100 т, розрахунок динаміки теплового стану розплаву з використанням балансових рівнянь, оцінка статей енергетичного балансу агрегату ківш-піч.

Структура динамічної моделі. Установка ківш-піч є складним теплофізичним об'єктом зі змінними станами. Змінність станів моделі обумовлена тим, що періоди нагрівання металу чергуються з періодичними зупинками вимірювання температури розплаву. Підвищення температури розплаву залежить від потужності і теплових втрат, що підводиться електричними дугами, внаслідок теплопередачі через футерування ковша, випромінювання з поверхні шлако-металевого розплаву, розплавлення легуючих і шлакоутворюючих матеріалів, продування аргонном. Так як з метою гомогенізації розплаву по ходу обробки проводиться продування аргонном, при подальших теплофізичних розрахунках приймаємо припущення, що розплав однорідний за температурою та хімічним складом [3].

Розроблена динамічна модель теплоенергетичних процесів в УКП (рис. 1) включає підсистеми: «Дуга», «Добавки», «Поверхня», «Стінки», «Днище», в яких оцінюються основні статті енергобалансу установки.

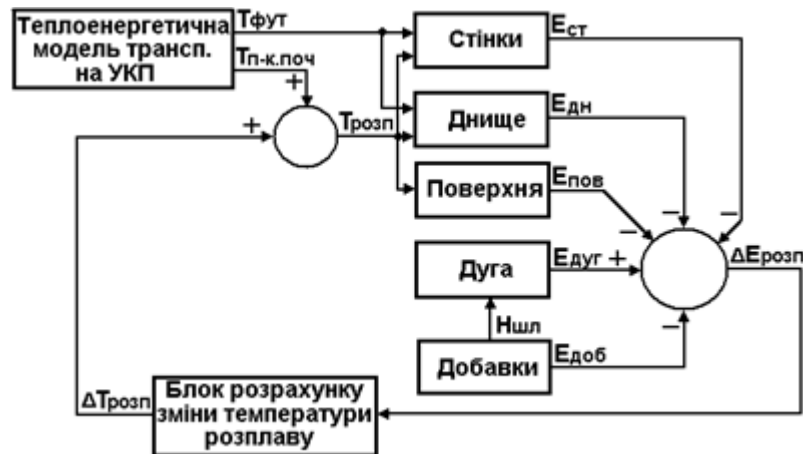


Рис. 1. Структурна схема динамічної моделі теплових процесів в агрегаті ківш-піч

В даних підсистемах оцінюються основні статті енергетичного балансу установки. При заданих параметрах: початковій температурі сталі перед обробкою на установці $T_{п-к.поч}$, температурі футеровки ковша $T_{фут}$, масі та теплоємності

розплаву за допомогою цієї моделі визначається зміна енергії металу та його температура $T_{розп}$.

Моделювання і аналіз результатів. В підсистемі «Дуга» енергія електричних дуг установки, що надходить на нагрівання розплаву, визначається з виразу

$$E_{дуг} = K \cdot \sqrt{3} \cdot U_{2,j} \cdot I_{2,j} \cdot \cos \varphi_j \cdot \eta_{ел} \cdot t_{нагр}, \quad (1)$$

де $K = 0,1 \dots 1$ – коефіцієнт, що враховує втрати потужності дуг на опромінення стінок ковша та склепіння установки в залежності від товщини шлакового покриву; $U_{2,j}$, $I_{2,j}$ – відповідно номінальні напруги і струми на вторинній обмотці трифазного трансформатора j -ого ступеня напруги; $\cos \varphi_j$ – коефіцієнт потужності трансформатора ступеня напруги j ; $\eta_{ел} = 0,9$ – електричний к.к.д. установки; $t_{нагр}$ – час нагрівання металу.

При визначенні коефіцієнта K необхідно врахувати три основні періоди стану поверхні шлакометалевого розплаву: початковий період формування шлакового покриву, період наростання товщини шлакового покриву в міру введення нових порцій шлакоутворюючих і розкислювачів, період

роботи дуг при їх повному екрануванні шлаком. У міру наростання шлакового покриву коефіцієнт змінюється в діапазоні від 0,1 до 1.

У підсистемах моделі «Добавки», «Поверхня», «Стінки», «Днище» проводиться визначення енергетичних втрат розплавом внаслідок нагрівання, розплавлення введених шлакоутворюючих та легуючих матеріалів, втрат через межу розплавленого шлаку, теплопередачі через футерування ковша. Введення хімічних добавок призводить до суттєвого зниження температури розплаву, сприяючи при цьому підвищенню ефективності нагрівання електричними дугами. За результатами аналізу літературних джерел, для оцінки витрат енергії (кДж) на нагрівання та розплавлення шлакоутворюючих, легуючих добавок, розкислювачів (підсистема «Добавки») нами запропоновано лінійну модель [3].

$$E_{доб} = 2095 \cdot m_{CaO} + 1676 \cdot m_{CaF_2} + 1680 \cdot m_{SiMn} - 419 \cdot m_{FeSi} + 1341 \cdot m_{FeMn} + 4190 \cdot m_c, \quad (2)$$

де m_i – маса добавки, що вводиться у сталь, кг.

Введення добавок спричиняє зниження температури розплаву, але підвищує ефективність нагрівання електричними дугами внаслідок збільшення товщини шлакового покриву. На товщину шлакового покриву впливає кількість та вид

матеріалів, які присаджуються у розплав, а також інтенсивність продувки інертним газом. За результатами проведених промислових експериментів для ковша ємністю 100 т при штатній питомій витраті аргону 1,5 л/хв·т отримано вираз, який дозволяє визначити товщину шлакового покриву

$$H_{шл} = 0,16 \cdot (m_{CaO} + m_{CaF_2}) + 0,11 \cdot m_{FeSi65} + 0,03 \cdot m_{SiMn17}, \quad (3)$$

де $H_{шл}$ – товщина шлакового покриву, мм;

m_i – маса матеріалу, що вводиться, кг.

При визначенні теплових втрат через футерування ковша, що складається з декількох шарів вогнетривких матеріалів (робочий шар, шар підробочий, шар теплоізоляції), розглядався процес нестационарної теплопередачі. Вважали, що стінки ковша є циліндром, а днище ковша – плоскою

стілкою. Так як висота стінки ковша набагато більша за її товщину, надалі враховується тільки теплопередача через стінку ковша в радіальному напрямку. Також вважаємо, що теплові потоки в днище ковша спрямовані лише в осьовому напрямку. В цьому випадку, отримуємо одновимірні теплові завдання та диференціальні рівняння теплопровідності для стінки та днища ковша згідно [6] має вигляд

$$c_m(T_m) \cdot \rho_m \cdot \frac{\partial T_m}{\partial t} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(r \cdot \lambda_m(T_m) \frac{\partial T_m}{\partial r} \right) \quad \text{для стінки,} \quad (3)$$

$$c_m(T_m) \cdot \rho_m \cdot \frac{\partial T_m}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_m(T_m) \frac{\partial T_m}{\partial z} \right) \quad \text{для днища,}$$

де r – радіус ковша; z – координата висоти розплаву; $c_m(T_m)$ – питома теплоємність матеріалу m футерівки; T_m – температура матеріалу m футерівки; ρ_m – густина матеріалу m футерівки; $\lambda_m(T_m)$ – теплопровідність матеріалу m футерівки.

Для межі розплав – футеровка та на зовнішній поверхні ковша задавали граничні умови 3-го роду

$$-\lambda_p(T_p) \cdot \left(\frac{\partial T_p}{\partial n} \right)_{n_{p.0}} = \alpha_{розп} \cdot (T_{розп} - T_{p.0}), \quad (4)$$

де $T_{розп}$ – температура розплаву; $T_{p.0}$ – температура внутрішньої поверхні робочого шару футерівки; $\alpha_{розп}$ – коефіцієнт тепловіддачі розплаву, Вт/м²·К.

На межах шарів футеровки і на внутрішній поверхні корпусу ковша задавали граничні умови 4-ого роду.

$$\left. \begin{aligned} T_{np.0} &= T_{p.1}; & T_{iz.0} &= T_{np.1} \\ \lambda_{p.\phi}(T_{p.\phi}) \cdot \left(\frac{\partial T_{p.\phi}}{\partial n} \right)_{n_{p.\phi.1}} &= \lambda_{np}(T_{np}) \cdot \left(\frac{\partial T_{np}}{\partial n} \right)_{n_{np.0}}; \\ \lambda_{np.вн}(T_{np}) \cdot \left(\frac{\partial T_{np}}{\partial n} \right)_{n_{np.1}} &= \lambda_{iz}(T_{iz}) \cdot \left(\frac{\partial T_{iz}}{\partial n} \right)_{n_{iz.0}}; \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

де $T_{p.1}$ – температура внутрішньої поверхні робочого шару футерівки; $T_{np.0}$ – температура внутрішньої поверхні підробочого шару футерівки; $T_{np.1}$ – температура зовнішньої поверхні підробочого шару шамотної футерівки; $T_{iz.0}$ – температура внутрішньої поверхні теплоізоляційного шару; $T_{iz.1}$ – температура зовнішньої поверхні

шару ізоляції; $\lambda_m \cdot \left(\frac{\partial T_m}{\partial n} \right)_{n_m}$ – теплові потоки, що проходять через поверхні дотику відповідних шарів.

З огляду на те, що в металевому кожусі ковша градієнт температури невеликий, при теплопередачі він не враховується. Тому для зовнішньої поверхні ковша граничні умови третього роду задаються наступним чином:

$$\lambda_{iz.\phi} \cdot \left(\frac{\partial T_{iz.\phi}}{\partial x} \right) = -\alpha_{навк} \cdot (T_{iz.1} - T_{навк}), \quad (6)$$

де $\alpha_{окр}$ – коефіцієнт тепловіддачі в навколишнє середовище, $T_{из.1}$ – температура зовнішньої поверхні теплоізоляційного шару,

$T_{окр}$ – температура навколишнього середовища.

Складність оцінки теплових втрат на нагрівання футерування ковша та теплопередачі через неї полягає в тому, що початкові умови для

вирішення рівнянь (3) з граничними умовами (4-6) невідомі. Тому додатково розглядалися теплофізичні процеси в період між випуском і нагріванням розплаву на установці ківш-піч: теплопередача через футерування ковша (приймалося припущення про стаціонарність початкових умов усередині футерування ковша на момент випуску розплаву в ківш) і випромінювання з поверхні системи розплав-шлак. Розрахунок теплового стану футерування ковша виконувався методом кінцевих різниць.

$$Q_{p-ш.т} = \sigma_0 \cdot \varepsilon_{p-ш-кр} \cdot (T_{розп.т}^4 - T_{кр}^4) F_{p-ш}, \quad (7)$$

де $Q_{p-ш.т}$ тепловий потік з поверхні метал-шлак в т-у хвилину обробки сталі на УКП; $\sigma_0 = 5,67 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴) – константа випромінювання абсолютно чорного тіла; $\varepsilon_{p-ш-кр}$ – ступінь чорноти системи, що включає в себе поверхню розплав-шлак і кришку установки, яка охолоджується водою; $T_{розп.т}$ – температура розплаву в т-у хвилину обробки на УКП; $T_{кр}$ – температура кришки, що охолоджується водою; $F_{p-ш}$ – площа вкритої шлаком поверхні.

$$Q_{відкр.т} = \sigma_0 \cdot \varepsilon_{розп-кр} \cdot (T_{розп.т}^4 - T_{кр}^4) F_{відкр}, \quad (8)$$

де $Q_{відкр.т}$ тепловий потік з відкритої поверхні розплаву в т-у хвилину обробки сталі на ковші-печі; $\varepsilon_{розп-кр}$ – ступінь чорноти системи розплав-водоохолоджувальна кришка; $F_{відкр}$ – площа відкритої поверхні розплаву.

Для визначення площі відкритої поверхні розплаву, що утворюється внаслідок продування інертним газом, авторами [7] проведено серію промислових експериментів на установці «ківш-піч» ємністю 100 т і встановлено залежність, яку в нашому випадку можна представити у вигляді лінійного рівняння:

$$\frac{F_{відкр}}{F_{повн}} = 0,1 \cdot Q_{Ar} - 0,09, \quad (9)$$

де $F_{відкр}/F_{повн}$ – частка відкритої поверхні, %, Q_{Ar} – питомі витрати аргону, л/хв·т.

Модель адаптована під УКП, яка має наступні технологічні параметри $U_{2,j} = 205 \dots 300$ В, $I_{2,j} = 27 \dots 31$ кА, активна потужність $P_{акт} = 4,9 \dots 10,8$ МВт, довжина електричної дуги 25-95 мм.

При оцінці теплових втрат з поверхні розплаву необхідно враховувати, що частина енергії втрачається випромінюванням з поверхні, покритої шлаком, а частина з відкритої поверхні розплаву, яка утворюється завдяки потокам аргону, що сходить. Площа відкритої поверхні залежить від інтенсивності продування інертним газом. Повний тепловий потік випромінюванням з поверхні розплаву, покритої шлаком, визначається виразом

Під час технологічних зупинок при оцінці теплових втрат з поверхні розплаву, покритого шлаком, необхідно враховувати зменшення втрат внаслідок затвердіння шлакового покриву. Тому при оцінці теплових втрат випромінюванням з поверхні розплав-шлак приймали припущення, що ступінь чорноти $\varepsilon_{p-ш-кр.2}$ змінюється за виразом $\varepsilon_{p-ш-кр.2} = a \cdot (\tau + 1)^b$, емпіричні коефіцієнти якого отримані під час адаптації моделі.

Повний тепловий потік з відкритої поверхні розплаву визначається виразом

В якості параметрів, які підлаштовувалися в моделі, враховувалися, коефіцієнт тепловіддачі сталі $\alpha_{розп}$, ступеня чорноти $\varepsilon_{p-ш-кр}$, $\varepsilon_{p-ш-кр.2}$, $\varepsilon_{розп-кр}$. Основною метою адаптації моделі є мінімізація суми квадратів різниць між реальними та модельними значеннями зміни температури розплаву. У результаті зіставлення теплофізичних розрахунків з результатами промислових експериментів отримано наступні величини теплофізичних параметрів $\alpha_{розп} = 1095$ Вт/м²·К, ступеня чорноти $\varepsilon_{p-ш-кр} = 0,59$, $\varepsilon_{p-ш-кр.2} = 0,59 \cdot (\tau + 1)^{0,45}$, $\varepsilon_{розп-кр} = 0,82$. Максимальне відхилення температури між модельними та експериментальними даними не перевищує $\pm 5^\circ$, тобто перебуває у межах точності вимірювальних приладів (рис. 2).

Результати розрахунків швидкості нагрівання розплаву під час роботи на різних ступенях напруги трансформатора за умови забезпечення повного екранування електричних дуг представлені в табл. 1. Отримані коефіцієнти не враховують введення легуючих і шлакоутворюючих матеріалів, і навіть технологічні зупинки, оскільки вплив цих чинників зміну теплового стану розплаву кожної плавки має визначатися індивідуально.

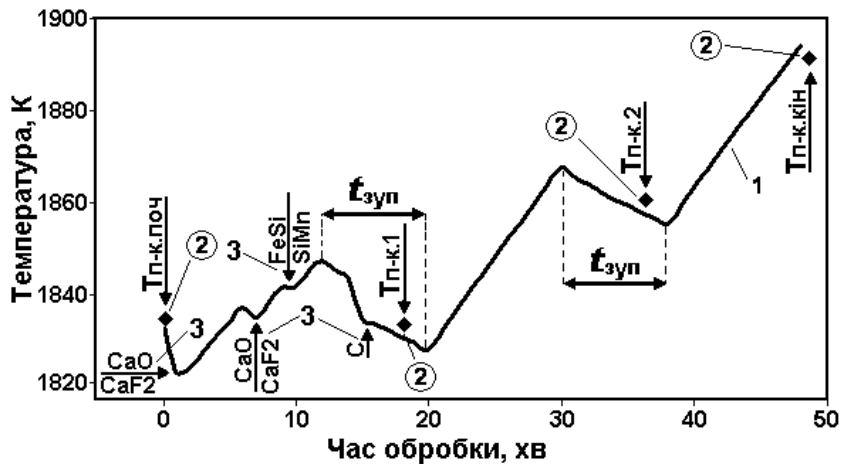


Рис. 2. Зміна температури сталі під час обробки: 1-модельні значення, 2-результати контролю термодатарами, 3- введення добавок

Таблиця 1. Швидкість нагрівання сталі в ковші залежно від потужності, що підводиться.

Ступінь напруги	$I_{2,j}$, кА	$U_{2,j}$, В	$P_{акт}$, МВт	$\Delta T_{розп}$, град/хв
1	31	205	4,9	-0,05...1,08
2	31	222	5,7	0,20...1,53
3	31	241	6,7	0,73...2,16
4	31	265	8,0	1,38...2,94
5	29	280	9,4	2,15...3,88
6	27	300	10,8	2,63...4,45

Збільшення температури розплаву під час нагрівання добре описується рівнянням виду:

$$\Delta T_{розп} = k_1 \cdot t_{нагр}, \quad (10)$$

де k_1 – емпіричний коефіцієнт, що визначається з виразу

$$k_1 = a_{cm} \cdot H_{шл} + b_{cm} \cdot M_{розп} + c_{cm} \cdot Q_{Ar} + d_{cm} \cdot t_{вун} + e_{cm} \cdot T_{п-к.нач} + f_{cm} \cdot T_{фум.0} + g_{cm} \quad (11)$$

де $H_{шл}$ – товщина шлакового покриву, мм; $M_{розп}$ – маса розплаву, т; Q_{Ar} – питома витрата аргону, л/хв·т; $t_{вун}$ – час з моменту закінчення випуску сталі в ківш, хв; a_{cm} , b_{cm} , c_{cm} , d_{cm} , e_{cm} , f_{cm} ,

g_{cm} – коефіцієнти рівняння, що залежать від ступеня напруги трансформатора.

Зниження температури розплаву під час технологічних зупинок у загальному вигляді можна описати рівнянням виду

$$\Delta T_{розп} = k_2 \cdot t_{зуп} + k_3 \cdot \sqrt{t_{зуп}}, \quad (12)$$

де $t_{зуп}$ – час зупинки, хв, k_2 і k_3 – емпіричні коефіцієнти.

В результаті виконаних машинних експериментів на розробленій моделі отримані залежності емпіричних коефіцієнтів k_2 та k_3 від вхідних параметрів:

$$\left. \begin{aligned} k_2 &= a_1 \cdot T_{фум.0} + a_2 \cdot M_{розп} + a_3 \cdot Q_{Ar} + \\ &+ a_4 \cdot t_{вун} + a_5 \cdot T_{зуп.поч} + a_6 \\ k_3 &= b_1 \cdot T_{фум.0} + b_2 \cdot M_{розп} + b_3 \cdot Q_{Ar} + \\ &+ b_4 \cdot t_{вун} + b_5 \cdot T_{зуп.поч} + b_6 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

де $T_{зуп.поч}$ – температура сталі на початку технологічної зупинки, К.

Для того, щоб розробити рекомендації щодо процесу обробки необхідно оцінити статті енергетичного балансу установки ківш-печ. На рис. 3

наведено дані про енергетичний баланс установки при роботі на ступені напруги $U_{2,j} = 300$ В.

На рис. 4. представлений діапазон зміни енергетичної та теплової коефіцієнтів корисної дії для ступенів напруги трансформатора з урахуванням теплових втрат під час проміжних зупинок.

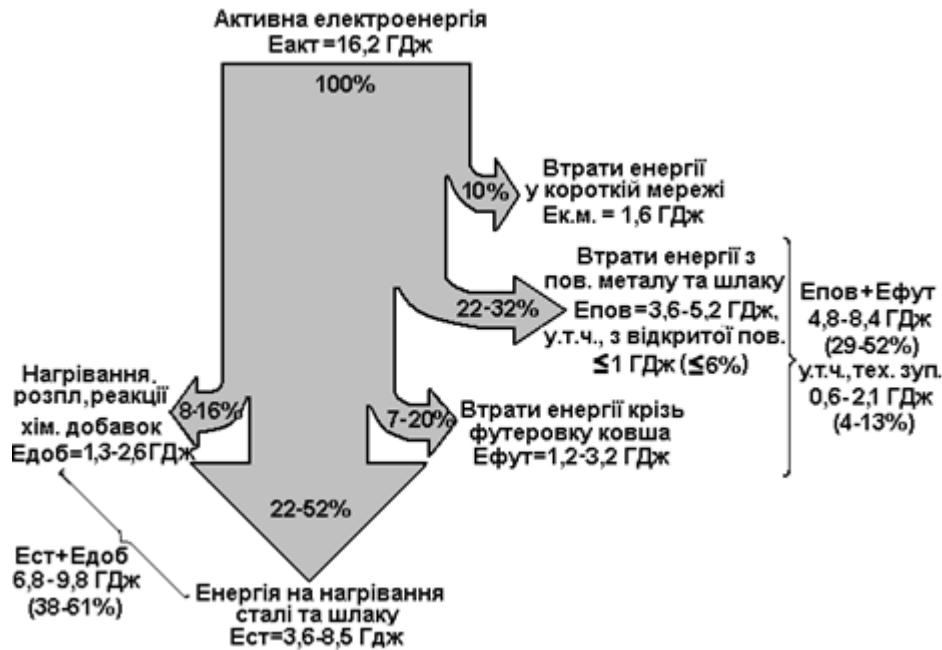
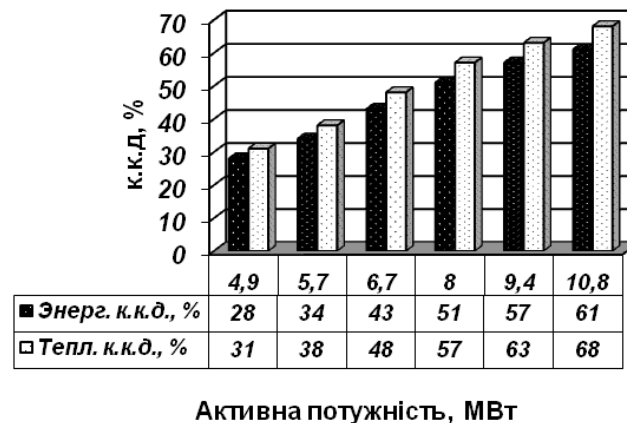
Рис. 3. Енергетичний баланс УКП при $I_{2,j} = 27,8$ кА, $U_{2,j} = 300$ В, $P_{акт} = 10,8$ МВт

Рис. 4. Швидкість нагрівання металу (а), максимальний енергетичний і тепловий к.к.д. (б) в залежності від активної електричної потужності УКП

Виконаний аналіз статей енергетичного балансу УКП (рис. 3) показав, що існує можливість підвищити енергетичний к.к.д. на 4..13% за рахунок виключення технологічних зупинок під час обробки, які пов'язані з проміжними вимірами температури металу

Висновки

Розроблено динамічну модель теплових процесів в агрегаті ківш-піч, у якій на відміну від отриманих раніше теплофізичних моделей враховано наявність відкритої поверхні металу, площа якої залежить від інтенсивності продування інертним газом, а також нестационарність початкових умов усередині футерування ковша. Враховані додаткові фактори дозволяють прогнозувати температуру розплаву під час обробки з точністю $\pm 5^\circ$, що відповідає точності термометри.

Модель адаптована до реальних промислових умов. Отримані аналітичні вирази зміни температури розплаву дозволяють інтегрувати розроблену модель існуючих АСУ позапічної обробки сталі.

Аналіз статей енергетичного балансу установки показує, що існують резерви підвищення енергетичного і теплового к.к.д. установки:

скорочення по можливості технологічних зупинок (у разі, якщо такі зупинки необхідні з точки зору технології, то витрата аргону має бути меншою, щоб не утворювалася відкрита поверхня металу; перемикання ступенів напруги з низьких на вищі повинно здійснюватися в міру збільшення товщини шлакового покриву, щоб уникнути втрат енергії дугами на опромінення стінок ковша.

Перелік посилань

1. Ryabchikova E.S. Mathematical providing for the model of heat exchange processes of the ladle furnace unit/ E.S. Ryabchikova, M.Y. Ryabchikov // Theory and technology of metallurgical production - 2013, №1 (13) - p. 29-31.
2. Mathematical modeling of the thermal regime of a ladle furnace with bubble gas blowing. Communication IV. Report IV / S.A. Novokrechenov, V.S. Shvidkiy, V.P. Zhukov, D.D. Cheremisin // News of the high educational institutions. Non-ferrous metallurgy – 2016, № 1. - p. 72-78.
3. Zhadanos O.V. Dynamic model of heat engineering processes in electrical arc ladle-furnace plant to develop automated control system / O.V. Zhadanos, I.V. Derevyanko, D.O. Chaika // Proceedings of 9th international conference of young scientists on welding and related technologies, 23-26 May 2017, Kiev, Ukraine. – p. 72-76.
4. Studying of the thermal state of the bath of the ladle furnace installation / V.P. Piptuk, V.F. Polyakov, S.E. Samokhvalov, O.B. Isaev, S.N. Pvlova, A.A. Travinchev // Metallurg – 2011, № 7. - p. 50-53.
5. Razhivin A.V. Optimization of the thermal regime of melting in technological complexes “furnace-ladle” / A.V. Razhivin // Proceedings of Donetsk National Technical University. Series: Computing equipment and automation - 2010., № 18 (169). - p. 78-83.
6. W. Hoppmann, F.N. Fett, T. Klages, L. Fiege. Energiehaushalt eines Pfannenofens // Stahl und Eisen. - Band (108) 5. September 1988. - № 18. - p. 841-847.
7. Beitsun S.V., Zhadanos O.V., Michailovky N.V. Effect of initial melt and ladle lining temperatures on heat losses during secondary steel processing // Metallurgical heat engineering. - NMAU. - 2004. - s. 27-34.

References

1. Ryabchikova, E. S., & Ryabchikov, M. Y. (2013). Mathematical providing for the model of heat exchange processes of the ladle furnace unit. *Theory and technology of metallurgical production*, (1(13)), 29-31
2. Novokrechenov, S. A., Shvidkiy, V. S., Zhukov, V. P., & Cheremisin, D. D. (2016). Mathematical modeling of the thermal regime of a ladle furnace with bubble gas blowing. Communication IV. Report IV. *News of the high educational institutions. Non-ferrous metallurgy*, (1), 72-78
3. Zhadanos, O. V. Derevyanko, I. V., & Chaika, D. O. (2017). Dynamic model of heat engineering processes in electrical arc ladle-furnace plant to develop automated control system. In *Proceedings of 9th international conference of young scientists on welding and related technologies*, 23-26 May 2017, Kiev, Ukraine, 72-76
4. Piptuk, V. P., Polyakov, V. F., Samokhvalov, S. E., Isaev, O. B., Pvlova, S. N., & Travinchev, A. A. (2011). Studying of the thermal state of the bath of the ladle furnace installation. *Metallurg*, (7), 50-53
5. Razhivin, A. V. (2010). Optimization of the thermal regime of melting in technological complexes “furnace-ladle”. *Proceedings of Donetsk National Technical University. Series: Computing equipment and automation*, (18(169)), 78-83
6. Hoppmann, W., Fett, F. N., Klages, T., & Fiege, L. (1988). Energiehaushalt eines Pfannenofens. *Stahl und Eisen*, 108(18), 841-847
7. Beitsun, S. V., Zhadanos, O. V., & Michailovky, N. V. (2004). Effect of initial melt and ladle lining temperatures on heat losses during secondary steel processing. *Metallurgical heat engineering*, 27-34

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 06.05.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Величко К.О., Грек А.С., Токарев С.И.
**Моделювання і дослідження перемішування металу
в активному ковші***

Velychko K.O., Grek A.S., Tokarev S.I.
Modelling and investigation of metal mixing in an active ladle*

У лабораторних умовах на «холодній» моделі вивчено процеси перемішування в ковші під час продування через занурювану фурму. Підтверджено, що ефективність перемішування під час продування визначають витрата газу і положення занурюваної фурми. Запропоновано під час продування газом у ковші одночасно обертати ківш навколо власної осі. При цьому розроблено конструкцію ковша, що обертається, з виступом на днищі від осі до стінки. Вивчено вплив обертання ковша, у т. ч. ковша з виступом на днищі, на ефективність перемішування. Встановлено, що обертання ковша дає змогу скоротити тривалість усереднення хімічного складу в 2 рази і більше разів. Ефективним є використання розробленого способу під час вдування легуючих матеріалів і десульфураторів на установках комплексного доведення сталі.

Ключові слова: ківш, продування, занурювана фурма, тривалість повного змішування, обертання ковша, ефективність перемішування.

The processes of mixing in a ladle during blowing through a top lance have been studied in laboratory conditions on a "cold" model. It is confirmed that the efficiency of mixing during blowing is determined by the gas flow rate and the position of the top lance. It is proposed to simultaneously rotate the ladle around its own axis during gas blowing in the ladle. In this case, a design of a rotating ladle with a protrusion on the bottom from the axis to the wall was developed. The influence of the ladle rotation, including the ladle with a protrusion on the bottom, on the mixing efficiency was studied. It was found that the ladle rotation makes it possible to reduce the duration of chemical composition averaging by 2 times or more. The developed method is effective when injecting alloying materials and desulphurisers at complex steel finishing units.

Keywords: ladle, blowing, top lance, duration of complete mixing, ladle rotation, mixing efficiency.

Аналіз літературних даних.

Продування металу в ковші нейтральним газом - спосіб поліпшення якості сталі, що найширше застосовується в практиці. Аргон або азот подають у метал, найчастіше, через верхню фурму або через пористу вставку в днищі ковша [1-3].

Незалежно від способу підведення дуття продування металу в ковші нейтральним газом дає змогу за рахунок перемішування сталі досягти [1-3]:

- усереднення хімічного складу і температури металу;
- тонкого регулювання температури металу перед безперервним розливанням;
- підвищення ступеня видалення неметалевих включень;
- часткової дегазації сталі (за досить високих витрат газу, що подається).

Продування сталі газом на установках комплексного доведення (УКД) поєднують з іншими способами ковшової обробки, наприклад, з обробкою твердими шлакоутворювальними сумішами, подаванням алюмінієвого дроту та ін. За допомогою верхньої занурюваної фурми здійснюють подачу в метал порошкоподібних матеріалів.

Ефективність обробки сталі однозначно визначають гідродинамічними явищами при продуванні газом. Тому вивчення перемішування і процесів масообміну під час продування в ковші представляє практичний інтерес, дає змогу уявити фізико-хімічні явища і на основі отриманих знань удосконалювати і створювати нові способи обробки сталі в ковші.

Характер взаємодії газового струменя з металом, гідродинамічні потоки в ковші вивчаються на моделях і в натурних умовах [4-10]. На Рис. 1 представлено загальноприйнятій схеми взаємодії під час продування через верхню занурювану фурму та пористу вставку і напрямки потоків, що формуються в ковші. Дослідники виділяють дві характерні області: зону барботажу - 1 і зону циркуляції - 2. У зоні барботажу і поблизу неї формуються спрямовані вгору газо-рідинні потоки. У зоні циркуляції потоки металу біля стінок ковша спрямовані вниз. Біля поверхні потоки спрямовані в радіальному напрямку від зони продувки до стінок, а біля днища в протилежному напрямку - від стінок до зони продувки.

*Роботу виконано під керівництвом члена-кореспондента НАН України, доктора технічних наук, професора Величко О.Г.

*The work was carried out under the supervision of Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Ukraine, Doctor of Technical Sciences, Professor Velychko O.G.



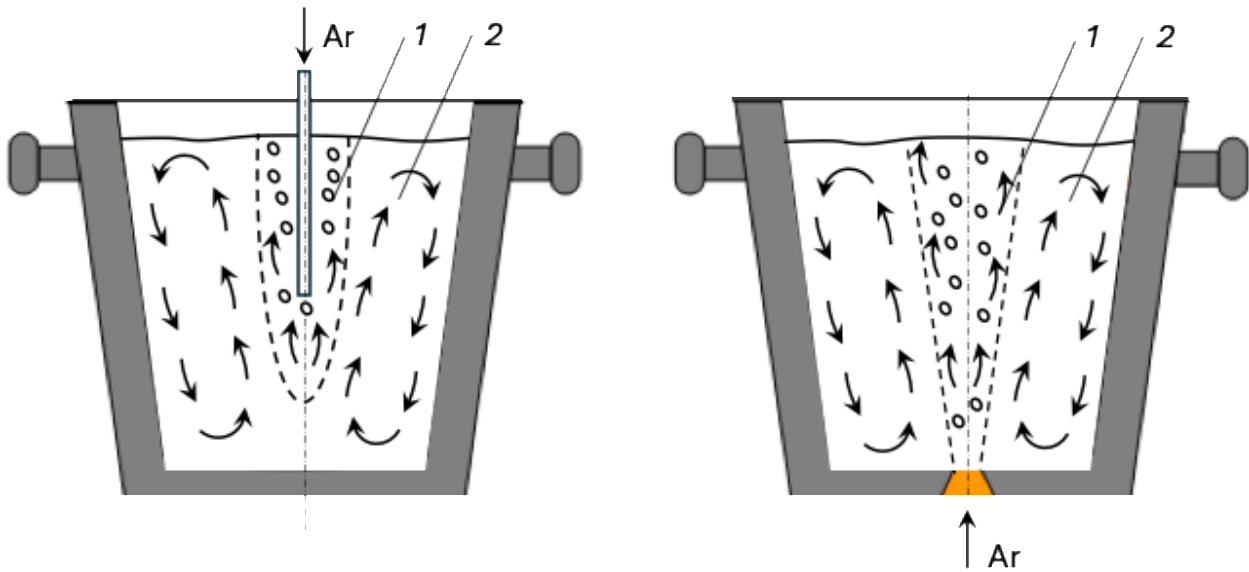


Рис. 1. Схеми взаємодії і напрямки потоків, що формуються, під час продування в ковші через верхню занурювану фурму і пористу вставку.

Діаметр барботажної зони, як правило, не перевищує 10% від об'єму металу в ковші. У межах барботажної зони забезпечуються високі швидкості підйому газових бульбашок і висхідних потоків металу. За численними експериментальними даними швидкість підйому бульбашок газу в барботажній зоні може досягати 50-100 м/с, а висхідних потоків металу 50-80 м/с [6]. Висока швидкість потоків у барботажній зоні забезпечує турбулентний характер тепло- та масообмінних процесів у цій області.

У циркуляційній зоні характерні як турбулентні, так і ламінарні течії, і поля швидкостей істотно неоднорідні [8-9].

Наведені результати переконливо показують, що висока швидкість потоку і велика турбулентність у барботажній зоні може бути малоефективною для перемішування металу в ковші, якщо в циркуляційній зоні в її окремих об'ємах потоки

металу мають невисоку швидкість і малорухливість [5-12].

Найчастіше процеси перемішування оцінюють величиною часу повного змішування $\tau_{\text{см}}$. Час повного змішування зменшується зі зростанням питомої потужності дисипації енергії [2, 4, 5, 11-12].

У практиці час повного змішування однозначно пов'язують із питомою потужністю перемішування ϵ . Зміни тривалості повного змішування від величини ϵ наведено на Рис. 2. Залежність τ від ϵ на Рис. 2 має характерну область перелому. Як вважають автори [1-2], вона відповідає зміні характеру переважаючих сил у потоці від сил в'язкого тертя (за ламінарної течії) до інерційних сил, зумовлених турбулентною в'язкістю.

Високий ступінь гомогенізації розплаву досягається після 3-5 кратної циркуляції.

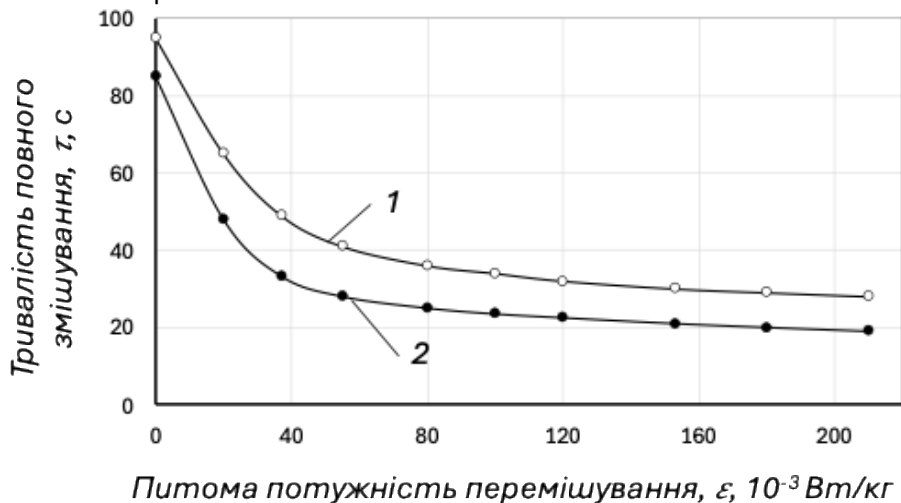


Рис. 2. Залежність часу τ від питомої потужності перемішування ванни за наявності шлаку 1, без шлаку 2.

У циркуляційній зоні перемішування відбувається значно повільніше, ніж у барботажній. Отже, саме ця зона є визначальною з точки зору перемішування та гомогенізації розплаву. Тому питання інтенсифікації перемішування в циркуляційній ділянці вельми актуальне під час організації позапічного оброблення сталі і потребує нових технічних рішень.

Авторами з метою підвищення ефективності обробки при продувці в ковші нейтральним газом запропоновано обертати ківш навколо власної осі. Сталерозливний ківш, у цьому випадку, з пасивного значною мірою стає активним учасником процесів перемішування. При цьому на днищі та внутрішніх стінках виконували додаткові виступи.

Матеріали та методи дослідження.

Досліди проведено на «холодній» моделі. Схему експериментальної установки наведено на Рис. 3. Продування моделювальної рідини в моделі ковша 1 здійснювали через занурювану фурму 2. За допомогою датчика 3 після додавання індикатора контролювали тривалість повного змішування т. Як індикатор використовували 100 мл 10 % розчину кухонної солі, який вводили у ванну механізмом 4. Установка передбачала продування як у нерухомому ковші, так і під час його обертання зі швидкістю 1,5; 3; 4,5; 5,0; 8,0; 11,0 і 14,0 обертів на хвилину, у тому числі ковша з додатковою перегородкою.

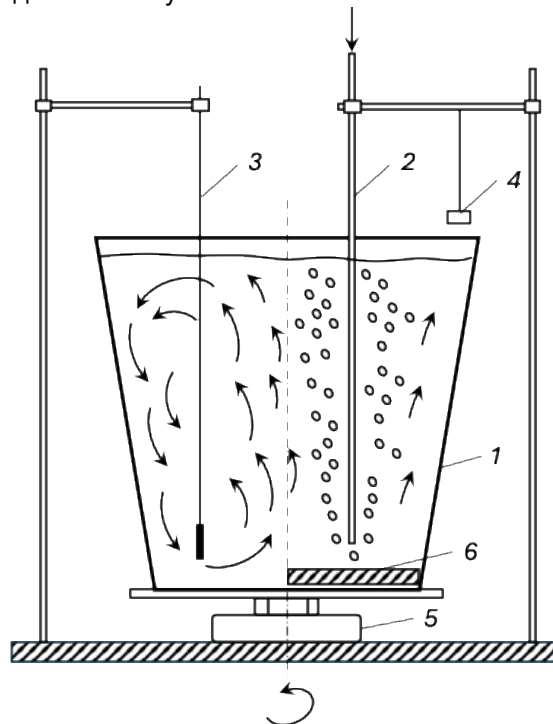


Рис. 3. Схема експериментальної установки (1 – модель ковша, 2 – верхня фурма, 3 – датчик, 4 – механізм дозування індикатору).

Фурму для продувки при цьому встановлювали по осі ковша і на відстані $1/2$ радіуса. Глибина занурення фурми становила $2/3$ висоти рідини в моделі. Витрату газу змінювали в розрахунковому режимі, забезпечуючи як «мляве», так і інтенсивне продування моделювальної рідини аргонем.

Для визначення на моделі тривалості повного змішування рідини використовували кондуктометричний метод з реєстрацією зміни електропровідності водного розчину при введенні в нього сильного електроліту NaCl.

Під час вибору параметрів моделювання процесів перемішування під час продування в ковші використовували також величину питомої на одиницю маси ванни потужності її перемішування, що має розмірність швидкості, м/с. Цю величину визначали за виразом Санберга. Мабуть, дана характеристика досить добре визначає сутність розгляданого явища.

На основі рівняння Сандберга з урахуванням поправки Ленера виконано розрахунок витрати газу для продувки в обраній моделі ковша. Розрахункові значення виявилися близькими з отриманими на основі критерію Фруда.

Початковими даними для вибору режиму продування на моделі були ємність ковша – 250 т, витрата газу на продування 80-90 м³/год, діаметр сопла – 10 мм, швидкість газу на зрізі сопла ≈ 280 м/с, температура металу – 1853 °К, висота металу в ковші - 3,5 м, глибина занурення фурми - 2,5 м. Модель ковша мала висоту 65 см і середній діаметр 48 см, як моделювальну рідину застосовували воду.

Для продування використовували аргон. Діаметр сопла в моделі занурюваної фурми становив 0,75 мм. Згідно з розрахунками витрату газу на продування встановлювали в діапазоні 0,0017-0,01575 л/с. У цьому випадку моделювали умови

як «млявого», так і інтенсивного продування металу аргонном. При цьому тривалість повного змішування в натурних умовах і на моделі була порівнянна.

Візуально фіксували ідентичність режимів взаємодії газу, що спливає. Як і в натурних умовах, впровадження аргону в рідину, що моделює, проходило в струменевому режимі.

Результати дослідження.

Спочатку вивчили вплив на процеси перемішування основних параметрів продування металу в ковші - витрати газу і положення фурми. На Рис. 4 наведено залежність тривалості повного змішування τ і показника інтенсивності перемішування $1/\tau$ від витрати газу (фурма розташована по осі ковша, відстань від зрізу сопла фурми до днища моделі 150 мм).

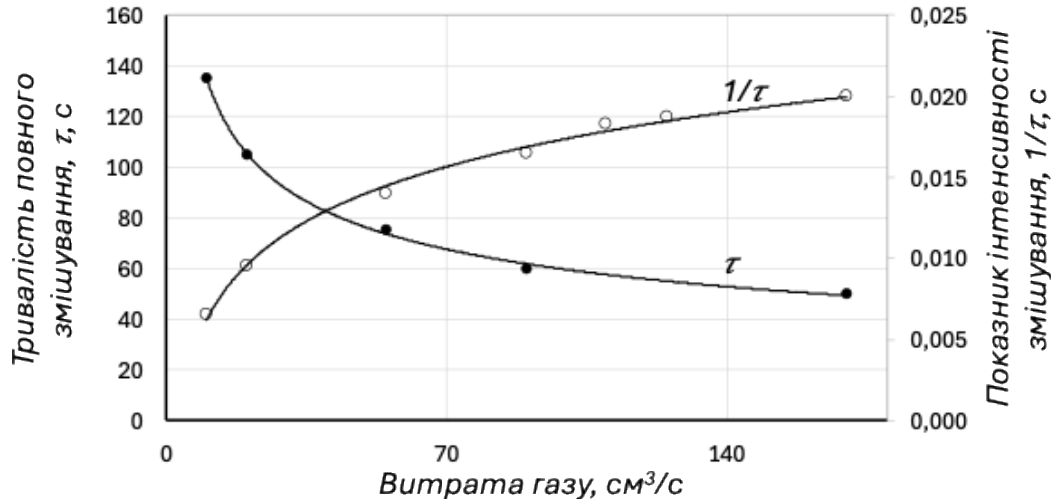


Рис. 4. Зміна тривалості повного змішування τ і показника $1/\tau$ під час продування в моделювальній рідині в ковші з різними витратами газу

Збільшення витрати газу в усіх випадках призвело до інтенсифікації процесів перемішування - зменшення тривалості змішування і збільшення показника $1/\tau$. За відносно невеликих витрат газу (для умов експерименту менше ніж $17,6 \text{ см}^3/\text{с}$) спостерігали слабе перемішування рідини моделі, що характеризується великою тривалістю повного змішування τ . Найімовірніше, у цьому разі (за витрат газу менше ніж $17,6 \text{ см}^3/\text{с}$) потужність, що підводиться під час продування, забезпечувала в основному ламінарний режим течії рідини в зоні циркуляції.

За відносно великих витрат газу (для умов експерименту $90 \text{ см}^3/\text{с}$ і більше), у порівнянні з попереднім режимом, тривалість повного змішування зменшується у 2 і більше разів. Водночас подальше збільшення витрати газу не призводить до істотного поліпшення перемішування і скорочення тривалості повного змішування. Вочевидь, у цьому випадку, в зоні циркуляції встановлюється турбулентний режим перемішування.

Як видно з Рис. 4 за витрати газу в інтервалі $17,6-90 \text{ см}^3/\text{с}$ крива зміни тривалості повного змішування має область характерного перелому. У цій області режим перемішування в зоні циркуляції характеризується як турбулентними, так і ламінарними потоками рідини.

Занурення фурми у всіх випадках призводить до інтенсифікації процесів перемішування і скорочення тривалості повного змішування. Особливо значно занурення фурми впливає на процеси перемішування в нижній частині ковша, за умови

опускання фурми на глибину понад 70 % висоти моделювальної рідини в ковші.

На рис. 5 наведено зміну концентрації індикатора Ст/См у моделювальній рідині під час продування в ковші з різними витратами газу. За відносно великих витрат газу тривалість повного змішування невелика і становить близько 2,5 хв (такий режим можливий при продуванні у ковшах невеликої місткості). Близькою до звичайної в практиці тривалості продування (5-10 хв.) є динаміка зміни величини Ст/См, наведена на Рис. 5в, 5с. З огляду на те, що присадку індикатора проводили в протилежному від датчика боці ковша, у всіх випадках після введення індикатора фіксували збільшення величини Ст/См до моменту, коли значення Ст/См не змінювалося під час подальшого продування.

У попередніх експериментах з обертанням ковша навколо власної осі були випробувані конструкції ковшів 4-х типів: А - звичайна конструкція; Б - з бічним виступом на стінці; В - з виступом на днищі ковша; Г - з виступом на стінці і днищі одночасно.

Бічні виступи на стінці ковша в конструкціях В і Г, у порівнянні з продуванням аргонном у моделі ковша без обертання, у всіх випадках погіршували перемішування моделювальної рідини і час повного змішування значно подовжувався (рис. 5). Вочевидь, останнє пов'язане з формуванням поблизу виступу турбулентного руху рідини, що порушує радіальні потоки, утворені під час продування, і погіршує загалом процеси перемішування в моделі.

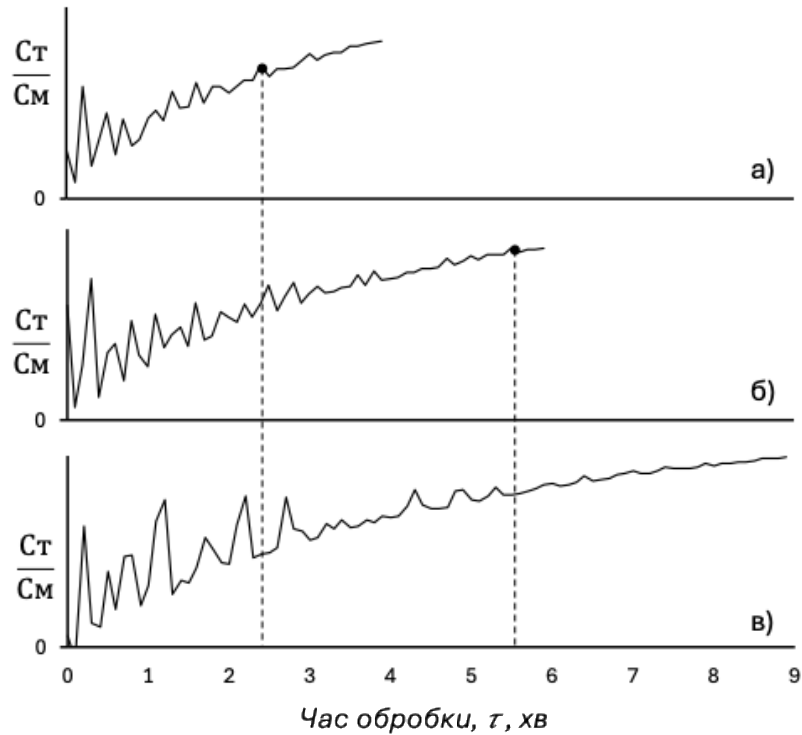


Рис. 5. Зміна концентрації індикатора Ст/См у моделювальній рідині під час продування з різною інтенсивністю подачі газу: а) $Q=0,0567 \text{ м}^3/\text{год}$, б) $Q=0,0252 \text{ м}^3/\text{год}$, в) $Q=0,0189 \text{ м}^3/\text{год}$.

Виступ на днищі ковша заданих розмірів давав змогу поліпшити перемішування під час продування через занурювану фурму і обертання ковша. Останнє пов'язано з тим, що в цьому разі підвищується ефект від обертання й усуваються умовно застійні зони в придонних областях ковша.

Встановлено характер впливу обертання ковша на ефективність перемішування рідини при продувці. При обертанні зі швидкістю більше 4-х обертів на хвилину роль радіальних циркуляційних потоків від продувки в процесі перемішування

основного об'єму ванни зменшується. Інтенсивність змішування визначається підведенням «свіжих» порцій рідини в результаті обертання в область барботаژної зони. В останній, як уже зазначалося, усереднення рідини за складом відбувається дуже швидко. Що більша швидкість обертання ковша, то частіше підводиться «свіжа» порція рідини до місця інтенсивного перемішування і тим швидше досягається змішання в об'ємі всієї рідини ковша.

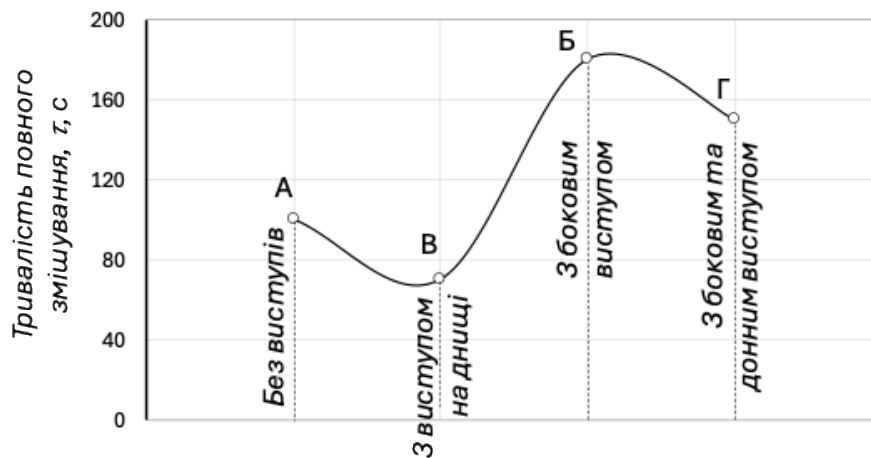


Рис. 6. Зміна тривалості повного змішування в експериментах із застосуванням різної конструкції ковша (витрата газу $0,0189 \text{ м}^3/\text{год}$, швидкість обертання $n=8 \text{ об/хв}$).

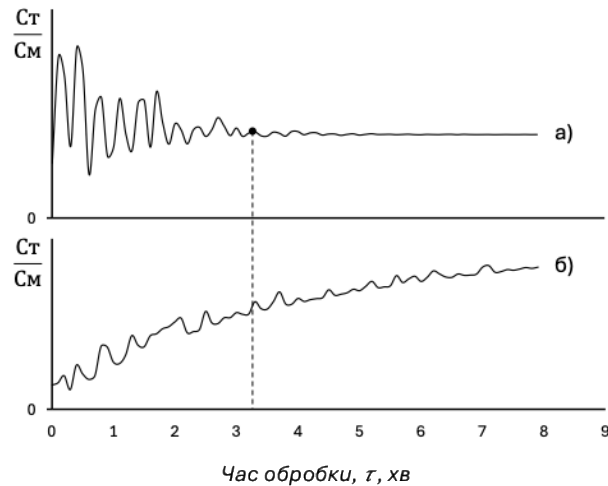


Рис. 7. Зміна концентрації індикатора St/Sm в об'ємі моделюючої рідини під час продування з витратою газу $0,0189 \text{ м}^3/\text{год}$ (а - з обертанням ковша, $n=8 \text{ об/хв}$; б - без обертання)

Встановлено характер впливу обертання ковша на ефективність перемішування рідини при продувці. При обертанні зі швидкістю більше 4-х обертів на хвилину роль радіальних циркуляційних потоків від продувки в процесі перемішування основного об'єму ванни зменшується. Інтенсивність змішування визначається підведенням «свіжих» порцій рідини в результаті обертання в область барботаژної зони. В останній, як уже зазначалося, усереднення рідини за складом відбувається дуже швидко. Що більша швидкість

обертання ковша, то частіше підводиться «свіжа» порція рідини до місця інтенсивного перемішування і тим швидше досягається змішання в об'ємі всієї рідини ковша.

Результати експериментів узагальнено на Рис. 8. Час повного змішування при обертанні ковша і продуванні аргоном t порівнювали зі встановленим під час продування без обертання ковша t_0 . Видно, що обертання ковша є ефективним засобом форсування процесів перемішування в об'ємі моделювальної рідини.

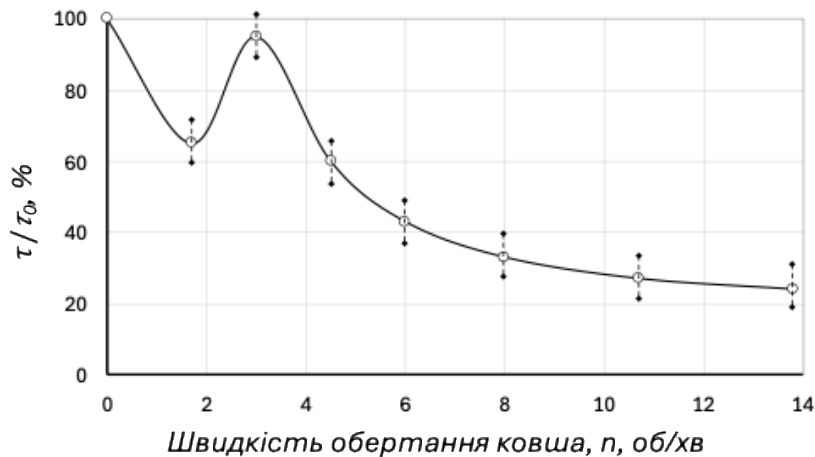


Рис. 8. Зміна величини τ/τ_0 залежно від швидкості обертання ковша за відносно малих витрат газу та невеликої питомої інтенсивності продування через занурювану форму

Найбільш ефективним слід очікувати використання обертання ковша з перегородкою на днищі під час вдування порошкоподібних матеріалів, наприклад, десульфураторів. У цьому разі «свіжі» порції металу, що підводилися під час обертання в зону вдування, прискорять перемішування і протікання процесу десульфурації.

На основі проведених досліджень запропоновано новий спосіб обробки сталі на установці комплексного доведення ЗФ-АК (заглибна фурма - активний ківш).

Висновки.

У лабораторних умовах на моделях вивчено процеси перемішування під час продування через занурювану фурму і обертання ковша. Розроблено спеціальну конструкцію обертального ковша з виступом на днищі. Вперше вивчено ефективність впливу обертання такого ковша на процеси перемішування під час продування. Отримано нові дані про сумарний вплив продування газом, обертання ковша і виступу на днищі на процеси перемішування.

Встановлено, що обертання ковша навколо власної осі під час продування нейтральним газом дає змогу для режимів обробки, які зазвичай застосовують на практиці, скоротити тривалість усе-реднення хімічного складу в 2 і більше разів.

Найефектнішим слід очікувати використання розробленого способу «занурювана фурма - активний ківш» під час вдування порошкоподібних легувальних матеріалів і десульфураторів.

Перелік посилань

1. Кнюппель Г. Розкислення та вакуумна обробка сталію Ч.2. Основи та технології ковшової металургії. М. : Металургія, 1984. 414 с.
2. Величко О. Г. Позапічна обробка сталі. Дніпропетровськ: Системні технології, 2005. 199 с.
3. Кнюппель Г. Розкислення та вакуумна обробка сталі. Ч.1. Основи та технології ковшевої металургії: М. : Металургія, 1973. 278 с.
4. Штаймец Е., Шиллер П. Р. Умови плинну розплаву у ковші при продувці через пористий блок. *Чорні метали*. 1987. Т. 9. С. 23-32.
5. Ель-Каллах Н, Закели Д. Турбулентність та перемішування у технологічних процесах ковшової металургії. *Інжекційна металургія*, 1980. С. 90-105.
6. Закели Д., Ель-Каллах Н. Х., Гревет Д. А. Аналіз гідродинамічних явищ у ковшах при холодному моделюванні. *Інжекційна металургія*, 1980. С. 65-76.
7. Смирнов А. Н., Ошовська Е. В., Салмаш І. Н. та ін. Деякі питання оцінки інтенсивності перемішування при продувці металу в ковші інертним газом. *Процеси лива*. 2008. Т. 5. С. 30-35.
8. Alexiadis A., Ganlin P., Domgin J. F. Spot turbulence, break up and coalescence of bubbles released from a porous plug injector into a gas-stirred ladle. *Metallurgical and Materials Transactions B*. 2004. Т. 35. № 5. С. 949-956
9. Mazumdar D., Jdav R., Machato B. B. Transient flow and mixing in steelmaking ladles during the initial period of gas stirring. *ISU International*. 2002. Т. 42. № 1. С. 106-108.
10. Warzecha M., Jowza J., Warzecha P. Numerical and experimental investigations of steel mixing times in a 130-t ladle. *Steel Research International*. 2008. Т. 79. № 11. С. 852-860
11. Mandal J., Patil S., Madan M., Mazumdar D. Mixing time and correlation for ladles stirred with dual porous plugs. *Metallurgical and Materials Transactions B*. 2005. Т. 36. № 4. С. 479-487.
12. Єронько С. П., Смирнов А. Н., Салмаш І. Н. та ін. Оптимізація режимів продувки металу у сталерозливних ковшах. *Металургійна та горнорудна промисловість*. 2004. № 8. С. 123-126.

References

1. Kniuppel, H. (1984). Rozkyslennia ta vakuumna orobka staliu Ch.2. In *Osnovy ta tekhnologii kovshovoi metalurhii*. Metalurhiia
2. Velychko, O. H. (2005). *Pozapichna obrobka stali*. Systemni tekhnologii
3. Kniuppel, H. (1973). Rozkyslennia ta vakuumna orobka stali. Ch.1. In *Osnovy ta tekhnologii kovshevoi metalurhii*. Metalurhiia
4. Shtaimets, E., & Shyller, P. R. (1987). Umovy plynu rosplavu u kovshi pry produvti cherez porystyi blok. *Chorni metaly*, 9, 23-32
5. El-Kallakh, N, & Zakely, D. (1980). Turbulentnist ta peremishuvannia u tekhnolohichnykh protsesakh kovshovoi metalurhii. *Inzhektsiina metalurhiia*, 90-105.
6. Zakely, D., El-Kallakh, N. Kh., & Hrevet, D. A. (1980). Analiz hydrodynamichnykh yavysch u kovshakh pry khodnomu modeliuvani. *Inzhektsiina metalurhiia*, 65-76
7. Smyrnov, A. N., Oshovska, E. V., Salmash, I. N. et al. (2008). Deiaki pytannia otsinky intensyvnosti peremishuvannia pry produvti metalu v kovshi inertnym hazom. *Protsesy lytva*, 5, 30-35
8. Alexiadis, A., Ganlin, P., & Domgin, J. F. (2004). Spot turbulence, break up and coalescence of bubbles released from a porous plug injector into a gas-stirred ladle. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 35(5), 949-956
9. Mazumdar, D., Jdav, R., & Machato, B. B. (2002). Transient flow and mixing in steelmaking ladles during the initial period of gas stirring. *ISU International*, 42(1), 106-108
10. Warzecha, M., Jowza, J., & Warzecha, P. (2008). Numerical and experimental investigations of steel mixing times in a 130-t ladle. *Steel Research International*, 2008, 79(11), 852-860
11. Mandal, J., Patil, S., Madan, M., & Mazumdar, D. (2005). Mixing time and correlation for ladles stirred with dual porous plugs. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 36(4), 479-487
12. Yeronko, S. P., Smyrnov, A. N., Salmash, Y. N. et al. (2004). Optymizatsiia rezhymiv produvky metalu u stale-rozlyvnykh kovshakh. *Metalurhiina ta hornorudna promyslovist*, (8), 123-126

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 28.05.2024
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Гришин О.М., Величко О.Г., Грек О.С., Надточій А.А.

Вуглецевотермічне відновлення оксидів заліза в умовах електромагнітного впливу

Grishin O.M., Velychko O.G., Grek O.S., Nadtochiy A.A.

Carbothermal reduction of iron oxides under electromagnetic influence

Мета. З метою отримання кількісних характеристик впливу електромагнітного поля на процес відновлення оксидів заліза вуглецем у твердій фазі та вивчення механізму цього процесу проведено експериментальні дослідження вуглецевотермічного та комплексного відновлення заліза з гематиту, магнетиту та окалини. **Методика.** Експерименти проводили у змінному магнітному полі індукційної печі з частотою змінного току в індукторі від 50 Гц до 40 кГц, з використанням термогравіметричної методики. Процес відновлення моделювали в умовах вуглецевотермічного відновлення із визначенням кінцевого ступеню відновлення оксиду та часу відновлення у діапазоні температур 973-1373 К з використанням різних рудо-вугільних матеріалів. **Результати.** Отримані дані свідчать про прискорення процесів газифікації вуглецю та газового відновлення оксидів під впливом ЕМП на 10-20 %. Встановлено що вплив магнітного поля тим вищий чим вище частота змінного струму в індукторі печі а також що вплив магнітного поля вищий у низькотемпературних діапазонах відновлення. **Наукова новизна.** Експериментально підтверджено вплив ЕМП на кінетику відновлення оксидів заліза. Запропоновано механізм впливу поля що інтенсифікує процес відновлення заліза. **Практична значущість.** Інтенсифікація процесів вуглецевотермічного відновлення оксидів заліза забезпечує зниження енерговитрат та підвищення продуктивності процесу.

Ключові слова: вуглецевотермічне відновлення, інтенсифікація, оксиди заліза, змінне електромагнітне поле, ступінь відновлення.

Objective. To obtain quantitative characteristics of the effect of the electromagnetic field on the process of reduction of iron oxides by carbon in the solid phase and to study the mechanism of this process, experimental studies of carbon-thermal and complex reduction of iron from hematite, magnetite, and rolling scale were carried out. **Methods.** The experiments were carried out in an alternating magnetic field of an induction furnace with an alternating current frequency in the inductor from 50 Hz to 40 kHz using the thermogravimetric technique. The reduction process was modelled under conditions of carbothermal reduction with the determination of the final degree of oxide reduction and the reduction time in the temperature range of 973-1373 K using various ore-coal materials. **Results.** The obtained data indicate an acceleration of carbon gasification and gas oxide reduction processes under the influence of EMF by 10-20 %. It was found that the influence of the magnetic field is higher the higher the frequency of the alternating current in the furnace inductor and that the influence of the magnetic field is higher in the low-temperature reduction ranges. **Scientific novelty.** The effect of EMF on the kinetics of iron oxides reduction has been experimentally confirmed. The mechanism of the field effect intensifying the iron reduction process is proposed. **Practical significance.** The intensification of the processes of carbon-thermal reduction of iron oxides provides a reduction in energy consumption and an increase in process productivity.

Keywords: carbon-thermal reduction, intensification, iron oxides, alternating electromagnetic field, reduction degree.

Вступ

Можливість інтенсифікації вуглецевотермічного відновлення залізородних матеріалів за рахунок прискорення будь-якої з ланок процесу дає підстави очікувати сприятливих результатів у разі зовнішніх енергетичних впливів на систему, що реагує. Такого роду впливи позначаються на газифікації вуглецю і на процесі відновлення оксидів газами [1].

Аналіз літературних даних

Про принципову можливість активування твердого вуглецю фізичними методами та прискорення його газифікації свідчать літературні матеріали [2]. Зазначають, що бомбардування графіту нейтронами збільшує дефектність його кристалічної решітки, призводить до зміщення атомів вуглецю з рівноважних положень у міжвузля; спостерігається

зростання міжплощинних відстаней. Відбувається ослаблення зв'язків C-C, збудження атомів вуглецю. У результаті підвищується реакційна здатність графіту у взаємодії з газами (O₂, CO₂), знижується енергія активізації процесу. Ефективним виявляється не тільки опромінення зразків під час реагування з газами, а й попереднє бомбардування їх, оскільки значна частина радіаційних дефектів зберігається при нагріванні до високих температур.

Інтенсифікуючий вплив на реакцію графіту з газами здійснюють γ-промені [3-5]. Ефект, спостережуваний під час опромінення в ході реакції, зазвичай пов'язують з іонізацією газових молекул. Прискорення процесу в разі попередньої обробки C_{тв.}, певного пояснення не має, оскільки необоротних змін графіту в потоці γ-променів виявлено не було.

© Гришин О.М. – д.т.н., доц УДУНТ
Величко О.Г. – д.т.н., проф. УДУНТ, академік НАН України

Грек О.С. – аспірант УДУНТ
Надточій А.А. – к.т.н., доц. УДУНТ

© Grishin O. – d.t.s., docent USUST
Velychko O. – d.t.s., professor, USUST Academician of the National Academy of Sciences of Ukraine
Grek O. – PhD student at USUST
Nadtochiy A. – c.t.s., docent USUST



This is an Open Access article under the CC BY 4.0 license <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

Автори [6-8] спостерігали, зокрема, інтенсифікацію реакції горіння та газифікації вуглецю під впливом ультразвукових коливань. Цей ефект був, переважно, пов'язаний із прискоренням розпаду поверхневих вуглець-кисневих комплексів через збільшення кінетичної енергії і молекул CO_2 . У дослідженнях [9] відзначалося істотне зростання швидкості горіння вуглецю в результаті акустичних впливів звукових частот. Одночасно підвищувалася концентрація CO_2 , у газах, що відходять.

Літературні дані свідчать також про вплив на твердий вуглець електричних і магнітних полів. Зазначені поля можуть чинити, наприклад, орієнтувальну дію на лусочки графіту [10].

Застосування фізичних методів з метою прискорення не тільки окремих ланок вуглецевотермічного відновлення, а й процесу загалом, дає можливість значної інтенсифікації відновлення залізородних матеріалів твердим вуглецем. Інтенсифікація обох ланок вуглецевотермічного відновлення може бути реалізована за допомогою електромагнітного впливу. Застосування сучасних методів фізико-хімічного аналізу дає змогу детально дослідити процес твердофазного відновлення в усіх його аспектах.

Таким чином, інтенсифікація обох ланок вуглецевотермічного відновлення може бути реалізована за допомогою електромагнітного впливу. Застосування сучасних методів фізико-хімічного аналізу дає змогу детально дослідити процес твердофазного відновлення в усіх його аспектах.

Автори [11-12] досліджували відновлення магнетиту воднем нижче температури Кюрі в присутності зовнішнього магнітного поля методом термогравіметричного аналізу. Швидкість відновлення порошку магнетиту збільшувалася зі збільшенням напруженості зовнішнього магнітного поля нижче температури Кюрі магнетиту.

ЕМП впливає і на стан поверхні відновленого заліза, що також має практичне значення [13].

Автори [14] встановили, що магнітне поле впливає на уявну енергію активації відновлення об'ємного оксиду і не впливає на енергію активації процесу відновлення. Висловлено припущення, що зміни кінетичних параметрів зумовлені впливом зовнішнього магнітного поля на дефекти структури твердого тіла.

Методом магнітометрії досліджено кінетику відновлення воднем Fe_3O_4 [15]. Спостерігалось збільшення швидкості реакції відновлення магнетиту з утворенням наночастинок металевого заліза за $T=693\text{ K}$.

У роботі [16] досліджено вплив напруженості магнітного поля на ефективність відновлення, фазові зміни залізовмісних мінералів і кінетичну поведінку відновлення. Зв'язок між ефективністю відновлення, напруженістю магнітного поля і часом відновлення було виявлено методом поверхні відгику.

Авторами [17] був проведений експеримент з ізотермічного відновлення за 1223 K для вивчення характеристик низькотемпературного самовідновлення вуглецевмісних окатишів бідних залізних руд в статичному магнітному полі. Також було досліджено механізм дії магнітного поля з точки зору процесу відновлення, ефективності реакції, фазового складу, змін мікроструктури та динамічної поведінки залізних руд. Результати показали, що магнітне поле може збільшити швидкість низькотемпературного відновлення вуглецевмісних окатишів з бідних залізних руд.

Встановлено [18], що магнітне поле збільшило швидкість відновлення гематиту, Fe_2O_3 , у водні за температури близько 573 K . Автор спробував пояснити цей ефект великим тиском «парамагнітного» ортоводню поблизу намагнічених частинок заліза.

Матеріали та методи дослідження.

Вплив змінних магнітних полів промислової частоти ($H=24\text{ kA/m}$) на швидкість відновлення хімічно чистих оксидів заліза і магнетитового концентрату графітом, антрацитом і деревним вугіллем було вивчено в температурному діапазоні $1273-1273\text{ K}$. Компоненти рудо-вугільної суміші брали в кількостях, що забезпечують атомне співвідношення $C/O=1$. Газом-носієм слугував аргон.

Результати дослідження.

Дослідження показали можливість деякого прискорення процесу випробування методом. Так, час повного відновлення Fe_3O_4 графітом за 1273 K скорочувався на $\sim 10\%$ (Рис. 1а). Змінне поле не змінювало характер кінетичних кривих і не вносило помітних корективів до складу газів, що відходять. Схожу картину було зафіксовано в царині вищих температур і в разі відновлення Fe_3O_4 . Дієвість поля дещо зростала в разі заміни хімічно чистих оксидів заліза магнетитовим концентратом: $\tau_{\omega=100}$ зменшувалося на 15% (Рис. 1б).

Дослідження показало, що швидкість відновлення антрацитом в умовах магнітних впливів залишається низькою, хоча відносні зрушення перевищують 10% . У дослідях з деревним вугіллем ефект інтенсифікації виявився мінімальним. Характер спостережуваних закономірностей істотно не змінювався внаслідок переходу від сипучих до брикетованих шихт. Змінне поле прискорювало перебіг процесу, але ступінь цього впливу залишався невеликим.

Подальші дослідження були пов'язані з комплексним відновленням залізородних матеріалів (Fe_2O_3 , магнетитового концентрату і прокатної окалини) - різними формами $\text{C}_{\text{ТВ}}$ у потоці CO , витрата якої становила $15\text{ cm}^3/\text{хв}$, Співвідношення C/O в шихтовій суміші підтримувалося на рівні одиниці. Випробування проводили в температурній області $1173-1323\text{ K}$.

Накладення магнітного поля промислової частоти дало змогу дещо формувати відновлення Fe_2O_3 з участю графіту за 1173 K (Рис. 2а); час

повного видаленні кисню скоротилися на 8 %, однак підйом температури до 1273 К майже повністю усунув ефект прискорення. Подібна картина мала місце в дослідах з окалиною (Рис. 2б). У разі

відновлення залізородного концентрату за температури 1173 К спостерігалась більш істотна позитивна дія поля (Рис. 2в); вона в основному зберігалась і за температури 1273 К.

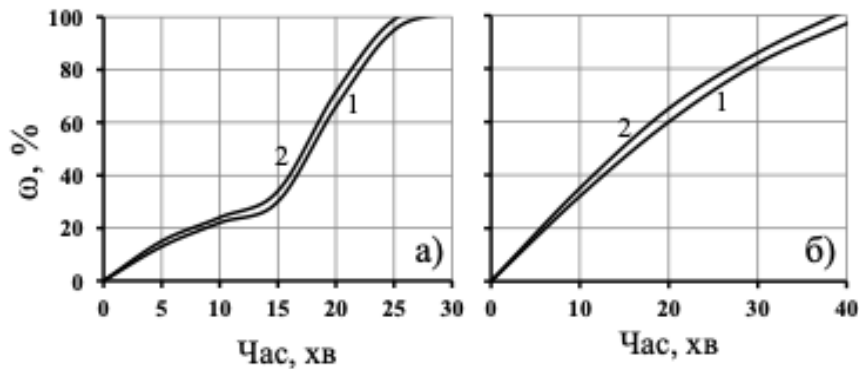


Рис. 1. Кінетика відновлення Fe_2O_3 за 1273 К (а); магнетитового концентрату за 1373 К (б) графітом в умовах ЕМП промислової частоти ($H=24$ кА/м): 1-зовні поля; 2-під впливом поля

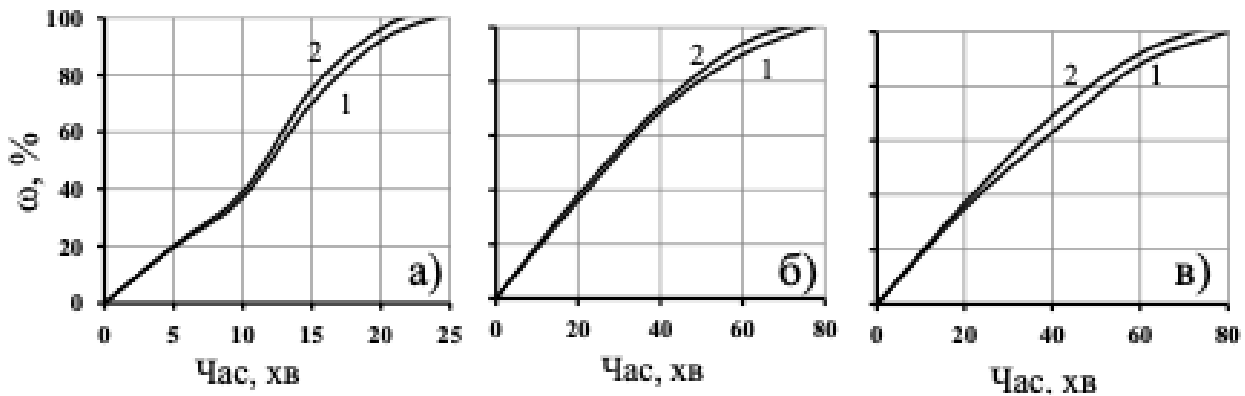


Рис. 2. Кінетика відновлення Fe_2O_3 (а), прокатної окалини (б) і магнетитового концентрату (в) графітом у потоці СО за температури 1173 К, в умовах магнітного поля промислової частоти ($H=24$ кА/м): 1-зовні поля; 2-у полі.

Порівняно ефективним виявилося поле промислової частоти в дослідах за участю антрациту. Зростання швидкості відзначалося під час комплексного відновлення всіх зазначених раніше залізородних матеріалів, особливо Fe_2O_3 і окалини. Відносно прискорення було на рівні, зафіксованому в присутності графіту, або дещо вищим за нього.

Використання в шихті деревного вугілля обмежувало можливості застосування низькочастотних впливів для інтенсифікації комплексного відновлення. Помітне прискорення процесу (на рівні, зазначеному в дослідах з графітом) за 1273 К мало місце лише під час відновлення концентрату. Швидкість видалення кисню з Fe_2O_3 і окалини майже не залежала від цього виду впливів.

Загальний характер кінетичних кривих і склад газів, що відходять, істотно не змінювалися в разі накладення змінного магнітного поля. Розглянуті вище закономірності відновлення зберігалися при брикетуванні шихтової суміші.

Більш ефективними в плані інтенсифікації процесу виявилися електромагнітні впливи підвищених частот. Про це свідчать результати

відновлення Fe_2O_3 і магнетитового концентрату деревним вугіллям, графітом і сажистим вуглецем. Досліди проводилися в діапазоні 973-1223 К і, як правило, зі стабілізацією температури, в потоці аргону за співвідношення $\text{C/O}=1$. Частоту і напруженість поля змінювали.

Більш інтенсивна дія електромагнітного поля проявлялася найсильніше у випадку низькотемпературного відновлення. Це ілюструється Рис. 3а, на якому представлено кінетичні криві відновлення Fe_2O_3 у деревному вугіллі за 973 К у різних умовах. Співставлення свідчить про те, що електромагнітний вплив ($f=25$ кГц, $W=50$ В, $H\sim 5$ кА/м) збільшував середню швидкість процесу в 1,5 рази. Подібні зрушення мали місце під час відновлення Fe_2O_3 вуглецем розпаду СО (Рис. 3б), а також у дослідах із магнетитовим концентратом. Однак кисень останнього видалявся з дуже малою швидкістю. З підвищенням температури, ефективність електромагнітних впливів на процес падала, але все ж таки залишалася істотною навіть за 1173-1223 К. Це впливає з даних, представлених на Рис. 3в, та в Таблиці 1.

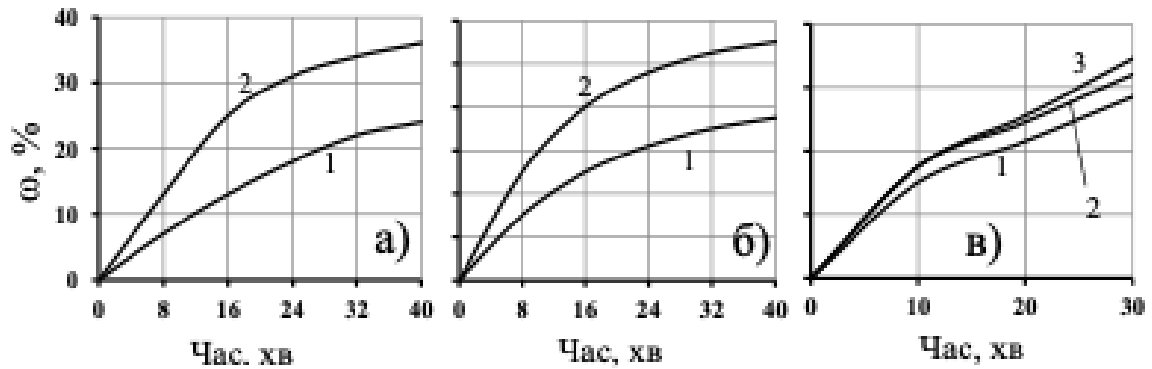
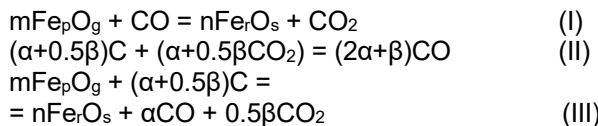


Рис. 3. Вплив високочастотного ЕМП на кінетику відновлення Fe_2O_3
а) деревним вугіллям за 973 К; б) сажистим вуглецем за 973 К: 1-поза полем; 2-під дію поля ($f=25$ кГц, $W=50$ В); в) деревним вугіллям за 1173 К: 1-зовні поля; 2-під впливом поля ($f=40$ кГц, $W=50$ В); 3- ($f=40$ кГц, $W=90$ В).

Таблиця 1. Вплив електромагнітного поля на кінетику відновлення Fe_2O_3 деревним вугіллям за різних температур ($f = 40$ кГц, $W = 50$ В).

Умови		Поза полем			В полі		
Т, К	$\Delta\omega$, %	(u_v)ср. %О/хв.	(u_r)ср. мгС/хв.	(% CO)	(u_v)ср. %О/хв.	(u_r)ср. мгС/хв.	(% CO)
1173	0-30	3,57	11,9	69	4,69	15	75,5
	30-60	1,8	6,1	27,5	-	-	-
	30-67	-	-	-	1,56	6,9	28,8
1273	0-30	5,66	19,2	65,4	6,28	21,1	71,2
	30-80	3,47	15,5	26,4	4,0	17,7	27,1
	80-85,5	1,50	7,5	13,2	-	-	-
	80-100	-	-	-	1,55	7,7	14,5

Дані свідчать про те, що накладення поля форсувало всі стадії відновлення гематиту. Деяке збагачення газоподібних продуктів діоксидом вуглецю вказує на більше прискорення ланки (I) порівняно з реакцією (II).



Ефективність електромагнітних впливів зростала з підвищенням потужності, що підводиться до індуктора. За $W=90$ В середня за дослід швидкість відновлення Fe_2O_3 деревним вугіллям зменшувалася більш ніж на 20 % (Рис. 3в). Слід зауважити, що в діапазоні 1173-1223 К накладення поля випробуваних параметрів не викликало помітного розігріву зразка, і спеціальних заходів для стабілізації температури не було потрібно.

Дієвим важелем прискорення процесу залишалися високочастотні електромагнітні поля і в разі переходу від вуглецевотермічного до комплексного відновлення заліза. Час повної металізації Fe_2O_3 деревним вугіллям у потоці H_2 і CO за 1173 К в умовах накладення поля ($f=40$ кГц, $W=50$ В) скорочувався майже на 20 % (Рис. 4).

Незначна зміна складу газів, що відходять (збагачення їх на 1-2 % CO_2 і H_2O), за одночасного зростання u_r дає змогу пов'язати спостережувану

інтенсифікацію процесу з прискоренням усіх складових його реакцій.

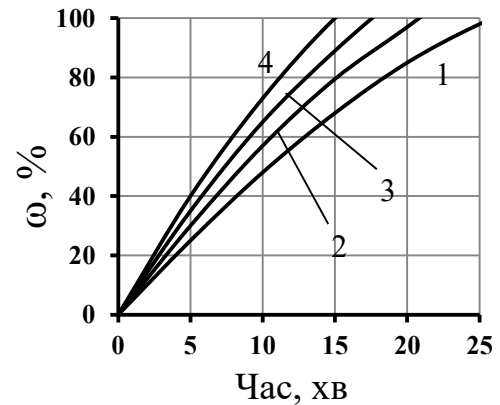


Рис. 4. Кінетика комплексного відновлення Fe_2O_3 за участю деревного вугілля в потоці CO (1, 2) і H_2 (3, 4) за 1173 К: 1, 3-поза полем; 2, 4-під дію поля ($f=40$ кГц, $W=50$ В)

Позитивний вплив високочастотних полів на кінетику комплексного відновлення посилювався в разі зниження температури. Так, під час відновлення гематиту сажистим вуглецем у потоці CO (температура 1173 К) $t_{\omega=100}$ скорочувалося в 1,3 рази (Рис. 5а). У цих умовах відзначався розігрів шихти, який компенсували зниженням температури нагрівача. За відсутності такої компенсації u_v зростала ще більше (Рис. 5б).

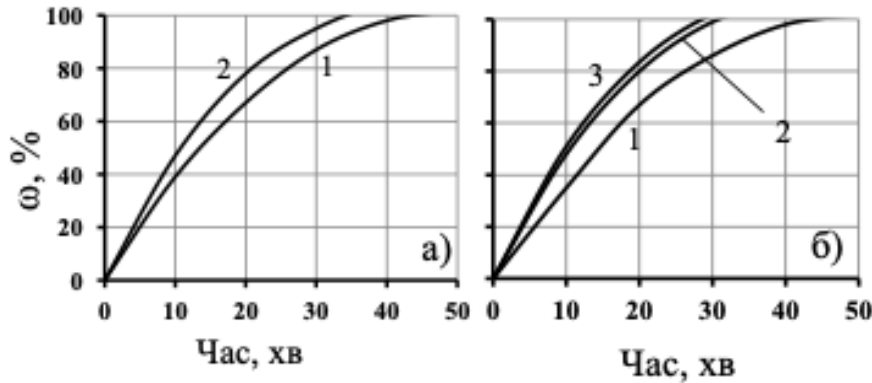


Рис. 5. Вплив ЕМП ($f=40$ кГц) на кінетику відновлення Fe_2O_3 сажистим вуглецем у потоці CO за 1073 K, а) зі стабілізацією температури і б) без стабілізації температури: 1-поза полем; 2-під впливом поля ($W=50$ В); 3-під впливом поля ($W=90$ В).

Обговорення результатів.

На підставі результатів досліджень було запропоновано спосіб відновлення руд твердим вуглецем (самостійно або в комплексі з газами), що передбачає інтенсифікацію процесу шляхом впливу змінного магнітного поля на реагуючу систему.

Зовнішні енергетичні впливи в процесах за участю твердого вуглецю, як і в разі суто газового відновлення, істотно впливали на окиснюваність металізованого продукту. Це було підтверджено експериментально.

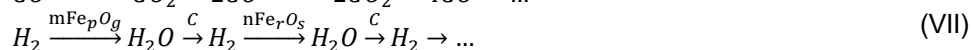
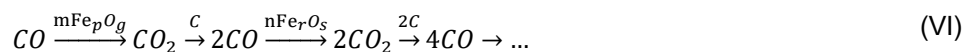
Раніше зазначалося, що залізо, отримане в результаті високотемпературних процесів вуглецевотермічного і комплексного відновлення, починає енергійно реагувати з киснем повітря але нижче 573 K. Магнітне поле промислової частоти піднімало $T_{ок}$ на 10-20 K, одночасно знижувалися швидкість і граничний ступінь окиснення.

Високочастотний електромагнітний вплив також сприятливо позначався на температурі початку реагування металізованого продукту з киснем повітря - вона помітно збільшувалася. Але водночас спостерігалось деяке зростання $u_{ок}$.

Загалом можна зазначити, що зовнішні енергетичні впливи, даючи змогу певною мірою форсувати вуглецевотермічне та комплексне відновлення заліза, сприяли пасивації отриманого металу.



У тому самому напрямі мають позначатися: інтенсифікація газообміну в об'ємі шихти, зумовлена магнітострикційними коливаннями, що сприяє розвитку циклів (VI) та (VII)(VII); полегшення фазових



Не менш важливу роль може відігравати, звичайно, безпосередній вплив змінного поля на кінетику цього процесу.

Прискорювальну дію електромагнітних полів під час вуглецевотермічного і комплексного відновлення заліза слід розглядати в тісному зв'язку з їхнім впливом на розвиток окремих ланок зазначених складних процесів. Імовірний механізм інтенсифікації ланок газового відновлення піддався докладному аналізу раніше. Тут слід зробити деякі застереження, що враховують специфіку процесів за участю твердого вуглецю. Ці застереження зумовлені насамперед порівняно високими температурами вуглецевотермічного і комплексного відновлення, що перевищують, як правило, точку Кюрі. У таких умовах ефекти, пов'язані з феромагнітними властивостями заліза та його оксидів, можуть або бути відсутніми, або проявлятися в міру реабілітації феромагнетизму вище T_c під дією зовнішнього поля, тобто у меншій мірі. Більш істотна роль належить, очевидно, впливу електромагнітного поля на іони кристалічних решіток і молекули хемосорбованих газів, збудженню їх. Можлива реалізація ефектів, пов'язаних із виникненням контактної різниці потенціалів на межах відновлюваних оксидних фаз і з рухом через ці межі електричних зарядів під впливом зовнішнього поля. Сутність таких ефектів було розглянуто раніше.

З огляду на особливості механізму вуглецевотермічного і комплексного відновлення залізородних матеріалів прискорення реакцій (I), і (IV) сприяє, у свою чергу, форсованому перебігу реакцій (II), (V).

перетворень у системі Fe-O, що приводить до ранньої появи металевого заліза-каталізатора процесу газифікації $C_{тв}$.

Зокрема, за не надто високих температур зовнішні енергетичні впливи генерують магнітострикційні коливання феромагнітних кристалів і

спричиняють за їх посередництвом збурення газового середовища. Відбувається активація газових молекул, що сприяє розвитку адсорбційно-десорбційних процесів у реакціях (II) і (V), посиленню ударного руйнування вуглець-кисневих (або вуглець-водень-кисневих) комплексів на поверхні $S_{\text{ТВ}}$. З цим та іншими ефектами, зумовленими феромагнітними властивостями заліза та його оксидів, слід більшою мірою пов'язати вельми значне прискорення відновлення Fe_2O_3 за 973-1073 К, яке спостерігали в разі накладення поля (Рис. 3б і Рис. 5а).

У всьому діапазоні випробуваних температур важлива роль у прискоренні ланки газифікації вуглецю належить, мабуть, дії електромагнітного випромінювання на вуглецеву складову шихти як систему заряджених частинок. На користь такого висновку свідчать такі міркування.

Частотний спектр коливань атомів вуглецю в решітці графіту характеризується особливостями, зумовленими його різко анізотропною шаруватою структурою. Міжвуглецеві зв'язки в базисних площинах багато перевершують сили зв'язку між цими площинами. Тому графіт відносять до числа гетеродинамічних структур [10]. Його частотний спектр можна розділити на дві частини: вищі частоти коливань, аж до максимальної, мають двовимірні континууми (шари); знижені частоти характерні для системи пов'язаних між собою двовимірних континуумів. Викладене дає змогу очікувати істотного поглинання енергії електромагнітних впливів, що застосовувалися в роботі, деякою частиною атомів вуглецю або їхньої групи.

Можливості поглинання енергії випромінювання порівняно невисоких частот ще більше розширюються за рахунок атомів вуглецю, які перебувають у приповерхневому шарі кристалів і поблизу структурних дефектів ґратки. Як уже зазначалося, вони, а також хемосорбовані молекули газів, мають знижену частоту теплових коливань [19].

Тому виникають сприятливі умови для вибіркового поглинання енергії, що підводиться ззовні. Відбувається збудження атомів вуглецю і молекул адсорбенту. Наслідком має бути полегшення хемосорбції CO_2 і H_2O на поверхні $S_{\text{ТВ}}$ і виділення продуктів реакції в газову фазу, тобто прискорення реакцій (II), (V).

Істотний внесок розглянутих ефектів у спостережану картину процесу підтверджується експериментальними даними, наведеними вище. Вони свідчать про те, що інтенсифікуючий вплив поля промислової частоти з'являвся сильніше в дослідях з низько реакційноздатними формами $S_{\text{ТВ}}$ - графіт і антрацит, газифікація яких здебільшого регламентує швидкість відновлення. Дієвість поля знижувалася в разі використання в шихті більш активного деревного вугілля.

Помітні переваги в плані інтенсифікації процесу мали електромагнітні хвилі підвищеної частоти. Вони забезпечували значне зростання швидкості видалення кисню навіть у дослідях із деревним

вугіллям (Рис. 3, 4). Головна причина цього полягає, мабуть, у безпосередньому впливі поля на атоми вуглецю в решітці $S_{\text{ТВ}}$, що призводить до їхнього збудження. Останнє природно посилювалося зі збільшенням W (Рис. 3в).

Вплив електромагнітних полів на характеристики окиснюваності відновлених зразків має бути пов'язаний з особливостями формування металевго продукту в умовах зовнішніх енергетичних впливів. Про це свідчать, зокрема, однакові тенденції у зміні $T_{\text{ок}}$, $U_{\text{ок}}$ і $\omega_{\text{ок}}$ за зазначених впливів на систему що реагує під час відновлення газами і в процесі за участю твердого вуглецю.

Механізм впливу змінних полів на формування фізичної структури металевої фази було розглянуто раніше. Очевидно, він зберігається в умовах підвищених температур вуглецевотермічного та комплексного відновлення заліза з оксидів.

Результати досліджень давали змогу загалом зробити висновок, що електромагнітні випромінювання форсують відновлення за участю вуглецю за рахунок прискорення всіх ланок процесу. Вплив на реакції газового відновлення забезпечує одночасно деякий підйом температури початку окислення металевго продукту киснем повітря.

Висновки.

У результаті досліджень, виконаних у температурному діапазоні 973-1373 К з використанням різних рудо-вугільних матеріалів, експериментально встановлено інтенсифікуючу дію змінних електромагнітних полів на розвиток вуглецевотермічного та комплексного відновлення заліза. Накладання полів промислової частоти (50 Гц) давало змогу скоротити тривалість повної металізації зразків на 10-15 %. Більш ефективними виявилися електромагнітні впливи підвищених частот: 25-40 кГц. При низькотемпературному відновленні заліза (973 К) вони забезпечували зростання швидкості процесу в середньому в 1,5 рази. Підйом температури зменшував ефект інтенсифікації, але він все ж залишався значним. Так, час повної металізації гематиту деревним вугіллям у потоці H_2 або CO за 1173 К в умовах накладання поля частотою 40 кГц зменшувався ~ на 20 %.

Встановлено, що електромагнітні поля форсують вуглецевотермічне і комплексне відновлення заліза за рахунок прискорення всієї сукупності реакцій, що розвиваються. Деяко більшою мірою спостережуваний ефект реалізується через ланки газового відновлення. Аналіз експериментальних даних у світлі фундаментальних положень фізики твердого тіла, теорії магнетизму і каталізу дав змогу переважно зв'язати механізм прискорювального впливу змінних електромагнітних полів із впливом на іони кристалічних ґраток твердих реагентів і хемосорбованих молекул, із збудженням їх унаслідок виборного поглинання енергії, що підводиться ззовні. У царині помірних температур (973-1073 К) додатково реалізуються ефекти, пов'язані з феромагнітними властивостями кристалічних фаз.

Високочастотні електромагнітні поля доцільно використовувати для прискорення металізації залізородних матеріалів у процесах відновлення,

організованих за участю твердого вуглецю. При цьому може здійснюватися індукційний нагрів рудовугільної шихти.

Перелік посилань

1. Симонов В. К., Гришин А. М. Влияние низкочастотного электромагнитного воздействия на кинетику восстановления железа газами и развитие диффузионных процессов. *Электromеталлургия*. 2012. Т. 7. С. 12-26.
2. Walker P. L., Rusinko F., Austin L. G. Gas reactions of carbon. *Advan. Catal.* 1959. Т. 11. С. 133-221.
3. Molinari E. Processes of photoadsorption on semiconductors and their relevance to the electronic theory of chemisorption. *Electronic phenomena in chemisorption and catalysis on semiconductors*. Moscow, 1968. <https://doi.org/10.1515/9783111665832>
4. Irradiation damage in graphite due to fast neutrons in fission and fusion systems. IAEA, Vienna, 2000.
5. Zhabarova G. M., Vladimirova V. I., Gesalov A. A., Kadenatsi B. M. Electronic mechanisms of catalytic and chemisorption processes induced by ionizing radiation. *Electronic phenomena in chemisorption and catalysis on semiconductors*. Moscow, 1968. <https://doi.org/10.1515/9783111665832>
6. Jiang G., Zheng Y., Pan J., Tian J. The enhancement of pulverized-coal combustion by using sound waves. *Journal of the Acoustical Society of America*. 2012. Т. 4. № 131. P. 3468-3468. <https://doi.org/10.1121/1.4709076>
7. Lall V. *Effect of acoustic oscillations on the burning of carbon*. Daytona Beach: Embry-Riddle Aeronautical University, 1991
8. Kan T., Mattat L. M., Jagoda J. L., Zinn B. T. *Combustion of solids in an acoustic field*. Atlanta: American Institute of Aeronautics and Astronautics, Inc, 1998
9. Yavuzkurt S., Ha M. Y., Reethof G., Koopmann G. H., Scaroni A. W. Effect of an acoustic field on the combustion of coal particles in a flat flame burner. *Journal of Energy Resources Technology-transactions of The Asme*. 1991. Т. 4. № 113. P. 286-293. <https://doi.org/10.1115/1.2905913>
10. Radovic L. R. *Chemistry&Physics of Carbon*, Boca Raton: CRC Press, 2012. <https://doi.org/10.1201/b12960>
11. Kim K. Y., Jang E. J., Kim D. Y., Jung S. M. Effect of magnetic field on reduction of magnetite. *Ironmaking&Steelmaking*. 2017. Т. 44. № 1. P. 6-16. <https://doi.org/10.1080/03019233.2016.1152011>
12. Alimer D., Rowe M. W. Effects of a strong external magnetic field on reduction of cobalt and iron oxides: Confirmation. *J. Chem. Phys.* 1983. Т. 78. P. 2094-2095. <https://doi.org/10.1063/1.444920>
13. Melander M., Laasonen K., Jonsson H. Effect of magnetic states on the reactivity of an FCC(111) iron surface. *J. Phys. Chem. C*. 2014. Т. 118. P. 15863-15873. <https://doi.org/10.1021/jp504709d>
14. Chernavskii P. A., Kazak V. O., Pankina G. V., Perov N. S. Effect of external magnetic field on the Co₃O₄ reduction kinetics. *Kinetics and Catalysis*. 2014. Т. 55. № 1. P. 117-120. <https://doi.org/10.1134/S0023158414010017>
15. Karpacheva G., Pankina G., Perov N. Effect of an external magnetic field on the hydrogen reduction of magnetite nanoparticles in a polymer matrix. *Magnetochemistry*. 2023. Т. 9. P. 123. <https://doi.org/10.3390/magnetochemistry9050123>
16. Jiang J., Zhang K., Guo J. Effect of magnetic field intensity on carbothermal reduction characteristics of Bayan Obo iron ore. *JOM*. 2024. Т. 76. P. 3427-3438. <https://doi.org/10.1007/s11837-024-06467-9>
17. Jin Y., Jiang J., Dai H. Reaction characteristics of carbon-bearing pellets of Bayan Obo lean iron ores in a static magnetic field. *J. Iron Steel Res. Int.* 2023. Т. 30. P. 1687-1700. <https://doi.org/10.1007/s42243-023-00912-w>
18. Svare I. Effect of magnetic field on reduction of hematite. *Nature physical Science*. 1973. Т. 244. P. 78-79. <https://doi.org/10.1038/physci244078a0>
19. Alymov M. I., Seplyarskii B. S., Rubtsov N. M., Vadchenko S. G. Macrokinetic investigation of the interaction mechanism of the pyrophoric iron nanopowder compacts with air. *Pure Appl. Chem.* 2020. Т. 92. № 8. P. 1321-1328. <https://doi.org/10.1515/pac-2019-1112>

References

1. Simonov, V. K., & Grishin, A. M. (2012). Vliianie nizkochastotnogo elektromagnitnogo vozdeistviia na kinetiku vosstanovleniia zheleza gazami i razvitie diffuzionnykh protsessov. *Elektrometallurgii*, 7, 12-26.
2. Walker, P. L., Rusinko, F., & Austin, L. G. (1959). Gas reactions of carbon. *Advan. Catal.*, 11, 133-221
3. Molinari, E. (1968). Processes of photoadsorption on semiconductors and their relevance to the electronic theory of chemisorption. *Electronic phenomena in chemisorption and catalysis on semiconductors*. Moscow. <https://doi.org/10.1515/9783111665832>
4. *Irradiation damage in graphite due to fast neutrons in fission and fusion systems*. (2000). IAEA, Vienna
5. Zhabarova, G. M., Vladimirova, V. I., Gesalov, A. A., & Kadenatsi, B. M. (1968). Electronic mechanisms of catalytic and chemisorption processes induced by ionizing radiation. *Electronic phenomena in chemisorption and catalysis on semiconductors*. Moscow. <https://doi.org/10.1515/9783111665832>
6. Jiang, G., Zheng, Y., Pan, J., & Tian, J. T(2012). The enhancement of pulverized-coal combustion by using sound waves. *Journal of the Acoustical Society of America*, 4(131), 3468-3468. <https://doi.org/10.1121/1.4709076>
7. Lall, V. (1991). *Effect of acoustic oscillations on the burning of carbon*. Daytona Beach: Embry-Riddle Aeronautical University
8. Kan, T., Mattat, L. M., Jagoda, J. L., & Zinn, B. T. (1998). *Combustion of solids in an acoustic field*. Atlanta: American Institute of Aeronautics and Astronautics, Inc
9. Yavuzkurt, S., Ha, M. Y., Reethof, G., Koopmann, G. H., & Scaroni, A. W. (1991). Effect of an acoustic field on the combustion of coal particles in a flat flame burner. *Journal of Energy Resources Technology-transactions of The Asme*, 4(113), 286-293. <https://doi.org/10.1115/1.2905913>

10. Radovic, L. R. (2012). *Chemistry&Physics of Carbon*, Boca Raton: CRC Press. <https://doi.org/10.1201/b12960>
11. Kim, K. Y., Jang, E. J., Kim, D. Y., & Jung, S. M. (2017). Effect of magnetic field on reduction of magnetite. *Ironmaking&Steelmaking*, 44(1), P. 6-16. <https://doi.org/10.1080/03019233.2016.1152011>
12. Alimer, D., & Rowe, M. W. (1983). Effects of a strong external magnetic field on reduction of cobalt and iron oxides: Confirmation. *J. Chem. Phys.*, 78, 2094-2095. <https://doi.org/10.1063/1.444920>
13. Melander, M., Laasonen, K., & Jonsson, H. (2014). Effect of magnetic states on the reactivity of an FCC(111) iron surface. *J. Phys. Chem. C*, 118, 15863-15873. <https://doi.org/10.1021/jp504709d>
14. Chernavskii, P. A., Kazak, V. O., Pankina, G. V., & Perov, N. S. (2014). Effect of external magnetic field on the Co_3O_4 reduction kinetics. *Kinetics and Catalysis*, 55(1), 117-120. <https://doi.org/10.1134/S0023158414010017>
15. Karpacheva, G., Pankina, G., & Perov, N. (2023). Effect of an external magnetic field on the hydrogen reduction of magnetite nanoparticles in a polymer matrix. *Magnetochemistry*, 9, 123. <https://doi.org/10.3390/magnetochemistry9050123>
16. Jiang, J., Zhang, K., & Guo, J. (2024). Effect of magnetic field intensity on carbothermal reduction characteristics of Bayan Obo iron ore. *JOM*, 76, 3427-3438. <https://doi.org/10.1007/s11837-024-06467-9>
17. Jin, Y., Jiang, J., & Dai, H. (2023). Reaction characteristics of carbon-bearing pellets of Bayan Obo lean iron ores in a static magnetic field. *J. Iron Steel Res. Int.*, 30, 1687-1700. <https://doi.org/10.1007/s42243-023-00912-w>
18. Svare, I. (1973). Effect of magnetic field on reduction of hematite. *Nature physical Science*, 244, 78-79. <https://doi.org/10.1038/physci244078a0>
19. Alymov, M. I., Seplyarskii, B. S., Rubtsov, N. M., & Vadchenko, S. G. (2020). Macrokinetic investigation of the interaction mechanism of the pyrophoric iron nanopowder compacts with air. *Pure Appl. Chem.*, 92(8), 1321-1328. <https://doi.org/10.1515/pac-2019-1112>

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 09.05.2024
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Миронова Т.М., Ашкелянєць А.В., Бондарев С.В., Губа Р.М.

Формування структури в багатошарових поковках з вуглецевої і корозійностійкої сталей та мідних сплавів

Myronova T.M., Ashkelianets A.V., Bondarev S.V., Guba R.M.

Structure formation in multi-layer forgings from carbon and corrosion-resistant steel and copper alloys

Розроблення технології отримання багатошарових поковок із різних сплавів сприяє економії дефіцитних матеріалів таких як хромонікелеві корозійностійкі сталі. Властивості багатошарових виробів поєднують в собі міцність основного слою з конструкційної сталі та підвищену корозійну стійкість високолегованого шару, що безпосередньо контактує з робочим середовищем. Багатошарові матеріали застосовуються в машинобудуванні, промисловості, сільському господарстві. В якості різального інструменту застосовується «ламінатна сталь» або ламінат. Ламінат являє собою центральний лист (пластину), покритий з обох сторін листами сталі іншої марки. За рахунок різних властивостей центрального листа і обкладок клинок з ламінату отримує поліпшені характеристики. Одним із найбільш поширених способів виготовлення таких матеріалів є гаряче деформування. Найбільш важливою проблемою при виготовленні багатошарових сталевих композитів є забезпечення якісного зварювання між шарами різних сталей. Для розроблення режиму кування багатошарових заготовок в роботі здійснювали комп'ютерне моделювання у програмі QForm. Враховуючи отримані результати моделювання визначено режими нагріву та проведено кування композитних пакетів із різних сталей. Деформування експериментальних зразків здійснювали протягуванням. Після розрахунку параметрів кування прийнято два проходи для деформації заготовки з сумарним уковом 2,56. Для багатошарових пакетів, що підлягали куванню використовували наступні сплави: для центрального шару сталі марок ШХ15, Ст.3, для обкладок сталь AISI321, що є аналогом сталі 08X18H10T, для проміжних шарів – мідь марки М1 та латунь марки Л63. Досліджено особливості мікроструктури в зонах контактного зварювання шарів латунь – вуглецева сталь і латунь сталь AISI321, мідь – вуглецева сталь, мідь – сталь AISI321, мідь – сталь ШХ15. В якості проміжного шару для кращого зварювання сталевих шарів між собою в процесі кування, а також для запобігання дифузії вуглецю та легуючих елементів, доречно рекомендувати застосування пластини міді М1.

Ключові слова: кування, багатошарові заготовки, моделювання, вуглецева сталь, хромонікелева сталь, мідні сплави, зварювання.

The development of the technology for obtaining multi-layer forgings from various alloys contributes to the saving of scarce materials such as chrome-nickel corrosion-resistant steels. The properties of multilayer products combine the strength of the main layer of structural steel and the increased corrosion resistance of the highly alloyed layer, which is in direct contact with the working environment. Multi-layer materials are used in various industries. Laminated steel or laminate is used as a different tool. Laminate is a central sheet (plate), covered on both sides with sheets of steel of a different grade. The laminate tool has improved characteristics, it combines the properties of the central sheet and covers. One of the most common methods of manufacturing such materials is hot deformation. The most important problem in the production of multilayer steel composites is to ensure high-quality welding between layers of different steels. To develop the mode of forging multilayer blanks, computer modeling was carried out in the QForm program. After obtaining the simulation results, the heating modes were determined and the forging of composite packages from different steels was carried out. Deformation of the experimental samples was carried out by forging broach. After calculating the forging parameters, two passes were taken to deform the workpiece with a total degree of forging of 2.56. The following alloys were used for multilayer packages to be forged: for the central layer of ShH15, St 3 steel, for the covers AISI321 steel, which is an analogue of 08X18H10T steel, for intermediate layers - M1 copper and L63 brass. The peculiarities of the microstructure in the zones of contact welding of layers of brass - carbon steel and brass steel AISI321, copper - carbon steel, copper - steel AISI321, copper steel ShH15 were studied. As an intermediate layer for better welding of steel layers to each other in the forging process, as well as to prevent the diffusion of carbon and alloying elements, it is appropriate to recommend the use of M1 copper plate.

Key words: forging, multilayer blanks, modeling, carbon steel, chrome-nickel steel, copper alloys, welding.

Вступ. Актуальність. У сучасній техніці переважна більшість металевих конструкцій різного призначення при експлуатації відчувають одночасний вплив механічних навантажень і зовнішнього агресивного середовища. Для особливо відповідальних металомістких конструкцій, деталей та інструменту, де потрібне забезпечення високого рівня міцності і опору різним видам

корозійних руйнувань, а іноді і абразивного зносу, стає неможливим підібрати сталь або сплав, який поєднує в собі всі необхідні якості. [1-4]. З метою економії дорогих і дефіцитних металів або як матеріали із спеціальними властивостями застосовуються біметали — металеві вироби (пластинки, листи, стрічки, дрот і т. ін.), що складаються з двох міцно з'єднаних між собою різнородних металів або

© Миронова Т.М. – д.т.н., проф. УДУНТ
Ашкелянєць А.В. – к.т.н., доц., НТУ «ХПІ», м.Харків

Бондарев С.В. - УДУНТ
Губа Р.М. – аспірант УДУНТ

© Myronova T. – d.t.s., profssor, USUST
Ashkelianets A. – c.t.s., docent, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Kharkiv
Bondarev S. – USUST
Guba R. – PhD student at USUST



This is an Open Access article under the CC BY 4.0 license <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

сплавів. Матеріали з об'єднаними характеристиками використовуються повсюдно, підвищуючи ефективність робочого процесу або забезпечуючи інші додаткові переваги. У сучасній металургійній промисловості біметал виробляють у різний спосіб: нанесенням на поверхню покриття, наплавленням одного металу на інший, пластичним деформуванням, здебільшого вальцюванням.

При цьому важливо розуміти, що створення біметалу пов'язане з певними витратами, а отже, доцільність його використання має бути попередньо економічно обґрунтованою.

Враховуючи, що в умовах промислового виробництва в багатьох випадках необхідним є застосування деформування методом кування, дослідження особливостей і розроблення технології для отримання багатошарових поковок є актуальною задачею сучасного матеріалознавства.

Аналіз літературних даних. Розрізняють біметали двох- і багатошарові. Біметали відзначаються рідкісним поєднанням властивостей вихідних металевих матеріалів, наприклад високої міцності зі значною стійкістю проти спрацювання. Біметали застосовують, в основному, як корозійностійкі, антифрикційні, термо- та зносостійкі матеріали.

Одним з головних резервних напрямів економії дефіцитних високолегованих сталей є використання двошарових сталей. Дана група сталей включає в собі дві особливі якості конструкційного матеріалу: міцність основного слою та спеціальні особливості високолегованого контактного слою (в якості антикорозійного шару використовують аустенітні сталі марок 08X18H10T, 08X17H13M3T та ін.), який безпосередньо контактує з робочим середовищем. Завдяки цьому двошарова група сталей характеризується сукупністю властивостей, які забезпечують корозійну стійкість при високій міцності, зносостійкість, ударній в'язкості та ін. [4]. Виготовлення таких матеріалів здійснюється в процесі гарячого деформування, а саме: вальцювання (наприклад, плакування листів і плит), пресування (плакування труб), а також методом зварювання вибухом. Спосіб плакування полягає в тому, що на матрицю основного металу накладають з обох сторін листи іншого металу, потім весь пакет піддають гарячій прокатці. В результаті термодифузії на межі поділу металів отримують міцний тришаровий виріб.

Для плакування застосовують метали і сплави, що мають високу зварюваність: вуглецеві і кислотостійкі сталі, дюралюміній, сплави міді. В якості захисного покриття для плакування використовують алюміній, тантал, молібден, титан, нікель, спеціальні сталі [5, 6].

Біметали отримані плакуванням використовують не тільки в якості конструкційних та функціональних матеріалів, а також для виготовлення інструментів різного призначення. Наприклад давно відомо виготовлення ламінованої сталі.

Ламінована сталь, ламінат— це назви композитного матеріалу (сталі), що використовується для

клинків і ножів. Власне термін "ламінат" походить від латинського lamina (аркуш, пластина). Цей клинковий матеріал одержують за допомогою ковальського зварювання, і в ножовій термінології він отримав позначення Laminated Steel Blade [7]. Як і при плакуванні, ламінат складається з центрального листа (пластини), покритого з обох сторін листами сталі іншої марки. За рахунок різних властивостей центрального листа та обклавок інструмент з ламінату отримує покращені характеристики. Зазвичай центральний шар виконують з твердої сталі (часто з високовуглецевої або низьколегованої), а обкладки - з м'якшої і більш в'язкої, але з високими антикорозійними властивостями.

Значну частину деталей складної конфігурації що забезпечують експлуатаційну надійність продукції багатьох підприємств, виготовляють вільним куванням або штампуванням. Процес вільного кування дозволяє отримувати вироби різної форми зі зливків або катаної заготовки. Одна з переваг кування – простота виготовлення інструмента, який має універсальне призначення (на одному і тому ж інструменті отримують вироби різноманітної форми). Куванням виготовляють вироби різноманітних типів, маси, форми, розмірів, точності і шорсткості поверхні, при цьому використовують метали різних хімічних складів, пластичності, міцності. Куванням і штампуванням можуть бути оброблені майже всі використовувані в промисловості метали і сплави. Однак, одною із основних проблем при виготовленні багатошарових сталейних композитів є забезпечення якісного зварювання між шарами різних сталей.

Мета. Метою досліджень, що проводились в даній роботі є використання моделювання процесу кування пакетів із сталей різного призначення для визначення параметрів, що характеризують поведінку композитних матеріалів, врахування яких необхідно для розробки технології отримання багатошарових сталейних поковок з проміжними шарами із міді та латуні.

Матеріали та методи дослідження.

Для багатошарових пакетів, що підлягали куванню використовували наступні сплави (табл. 1): для центрального шару сталі марок ШХ15, Ст.3, для обклавок сталь AISI321, що є аналогом сталі 08X18H10T, для проміжних шарів – Мідь марки М1 та латунь марки Л63.

Вибір для центрального шару хромистої сталі ШХ15 пояснюється її характеристиками, а саме: підвищений вміст вуглецю забезпечує високу твердість, зносостійкість, контактну міцність і стійкість до втомних напружень, стійкість до високих ударних та зовнішніх механічних навантажень. На деталях із даної сталі практично не утворюються вм'ятини від точних впливів. Структура сталі добре піддається термообробці - загартування і відпал дають можливість поліпшити міцність. Пластичність і в'язкість у сплаві, що розглядається, знаходяться на середньому рівні через велику твердість. Дана сталь відрізняється дрібнозернистою однорідною

структурою та мінімальним вмістом неметалевих включень, має хорошу прожарюваність, Вона досить тугоплавка і відмінно проводить тепло. Однак серед недоліків слід зазначити слабку стійкість до дії корозії та погану зварюваність. Високу твердість

сплав досягає завдяки великому вмісту вуглецю, елемента який негативно позначається на зварюваності. Для зварювання ШХ15 використовується тільки контактне зварювання.

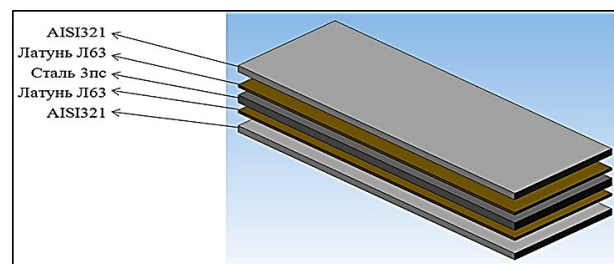
Таблиця 1. Хімічний склад експериментальних сплавів*

Хімічний Елемент, %	Марка сплаву				
	ШХ15	Ст.3	AISI321	Мідь М1	Латунь Л63
C	0,95–1,05	0.14 - 0.22	до 0,08	-	-
Si	0,17–0,37	0.15 - 0.3	до 0,8	-	-
Mn	0,2–0,4	0.4 - 0.65	до 2	-	-
Ni	0,3	до 0.3	9-11	до 0.002	-
S	0,02	до 0.05	до 0,02	до 0,004	-
Ti	0,01		до 1	-	-
P	0,027	до 0.04	до 0,035	-	до 0.01
Cr	1,3–1,65	до 0.3	17-19	-	
Cu	0,25	до 0.3	до 0,3	+Ag min 99.9	62-65
Fe	решта	решта	~65	до 0,005	до 0.2
Pb	-	-	-	до 0.005	до 0.07
Zn	-	-	-	до 0.004	34.22 - 37.5
Sb	-	-	-	до 0.001	до 0.005
Bi	-	-	-	до 0.002	до 0.001
O	0,0015	-	-	0,05	-
домішки	-	0,088	-	0,004	0,5

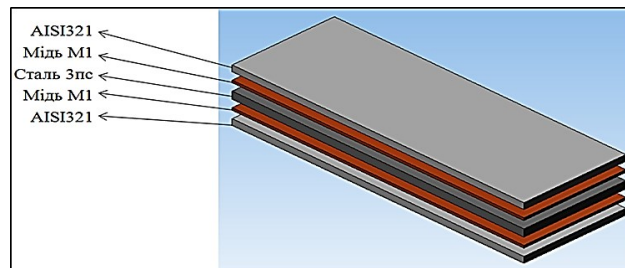
*Т плавлення міді М1- 1083°C; Т плавлення латуні Л63 -906°C

Такі властивості спонукали для поверхневих обкладок застосувати корозійностійку сталь 08X18H10T (AISI321), а для покращення зварювання основного шару з матеріалом обкладок застосувати проміжний шар із латуні або міді. Крім того передбачалося, що наявність проміжного шару сприятиме запобіганню дифузії вуглецю із сталі ШХ15 в аустеніт низьковуглецевої

корозійностійкої сталі обкладок, що в край небажано з двох причин: 1- збільшення вуглецю в сталі 08X18H10T може викликати підвищення можливості міжкристалітної корозії за рахунок збіднення аустеніту хромом при додатковому утворенні карбідів, що містять хром; 2 - зменшення вуглецю в сталі ШХ15 погіршить її властивості, що формуються при термічній обробці.



а



б

Рисунок 1. Підготовка пакету до кування:

а-пакет проміжний шар з латуні Л63, б – проміжний шар з міді М1

Для проведення експериментальних досліджень було складено наступні пакети 1:

1 пакет: сталь ШХ15 товщиною – 3 мм; мідь марки М1, товщиною – 1мм; корозійностійка сталь аустенітного класу AISI321 товщиною – 2,5 мм;

2 пакет: сталь: Ст.3 товщиною – 3мм; мідь марки М1, товщиною – 1мм; корозійностійка сталь аустенітного класу AISI321 товщиною – 2,5 мм;

3 пакет: сталь: Ст.3 товщиною – 3мм; латунь марки Л63, товщиною – 1мм; корозійностійка сталь аустенітного класу AISI321 товщиною – 2,5 мм.

На рисунку 1 показано схему складання пакетів 2 та 3. Пакет із сталлю ШХ15 має вигляд подібно пакету 2.

Розміри готового пакету: Довжина – 100 мм; товщина – 10 мм; ширина – 35 мм. Перед початком кування пакет герметично закріпили електродуговим зварюванням.

Результати досліджень. Для розроблення режиму кування багатшарових заготовок в роботі здійснювали комп'ютерне моделювання у програмі QForm [8], попередньо зробивши модель, заготовки та інструмента деформації в програмі SolidWorks, збереження моделі в форматі * dxf. Прийняті розміри заготовки: товщина 10 мм, висота 100 мм; матеріал заготовки: Ст.3пс, AISI321; температура верхнього і нижнього бойку 20°C; час охолодження на повітрі 3 с.

На рис. 2 показано розподіл температур на поверхні і всередині заготовки після першого удару. Тобто при ударі підвищення температури складає майже 25...30°C.

Важливо також дослідити яким чином при першому ударі розподіляються напруження на поверхні і всередині поковки (рис. 3).

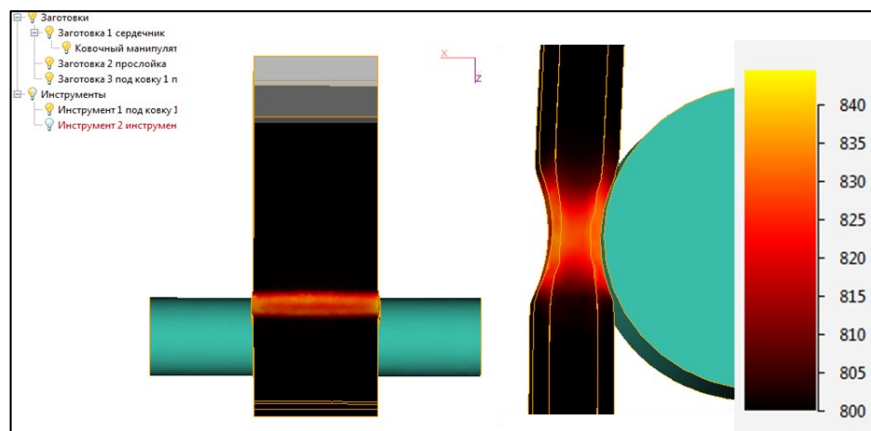


Рисунок 2. Розподіл температури в тришаровій заготовці після першого удару

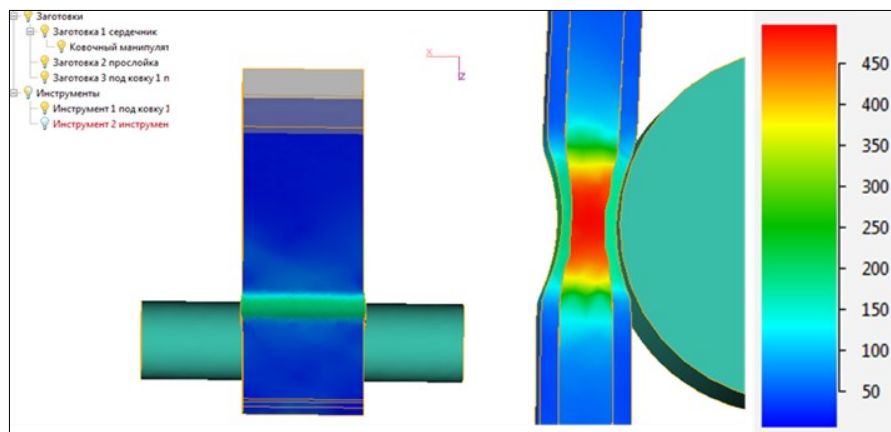


Рисунок 3. Розподіл інтенсивності напружень після першого удару

Найбільш інтенсивний напружений стан спостерігається у внутрішньому шарі, а в поверхневих шарах значно менше. Навпаки цьому, більш інтенсивному пластичному деформуванню підлягають поверхневі шари аустенітної корозійностійкої сталі, а центральний шар отримує майже в 2 рази менший ступінь деформування (рис. 4).

Враховуючи отримані результати було визначено експериментальний режим обробки

композитних пакетів.

Температуру нагріву пакетів обмежено до 950-1000°C у стаціонарному горні (у муфельній печі) відкритого типу. Для процесу кування використовували пневматичний молот з масою падаючих частин 50 кг, швидкість деформації на молоті досягла 6000 мм/хв.

Деформування експериментальних зразків здійснювали протягуванням. Після розрахунку

параметрів кування прийнято два проходи для деформування заготовки з сумарним уковом 2,56, що відповідає нормативним показникам при куванні

поковок з подовжених зливків $-\Sigma = 2,0 \dots 2,5$; при куванні з сортового прокату $-\Sigma = 1,5 \dots 2$.

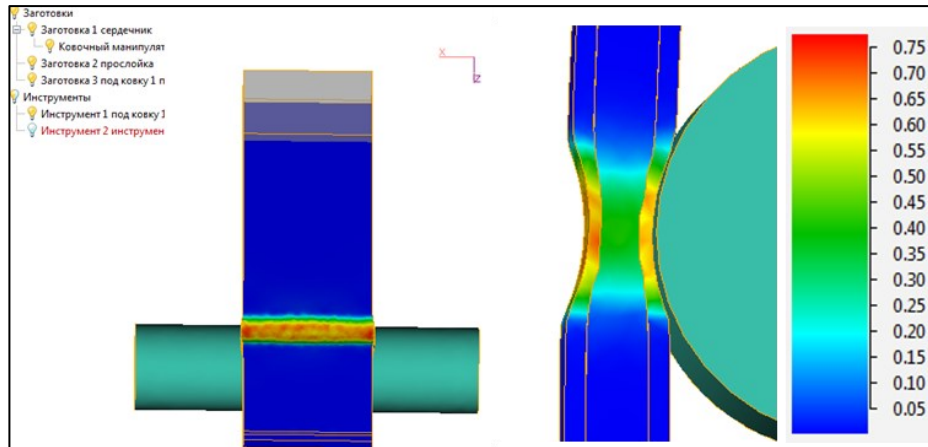


Рисунок 4. Розподіл пластичної деформації при першому ударі

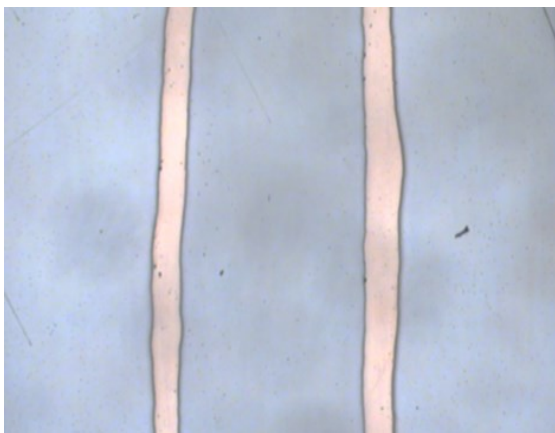
Для визначення щільності зварювання експериментальних композитних пакетів після деформування проводили мікроструктурний аналіз отриманих зразків. Допустима глибина дифузії міді в структуру сталі, без впливу на механічні властивості сталі не повинна бути більше 0,3-0,5 мм [4, 9].

Вважається, що на дифузію міді в сталеві вироби при зварюванні крім часу контактування зі сталлю міді, впливають також такі фактори: напружений стан металу, структурний стан і хімічний склад сталі.

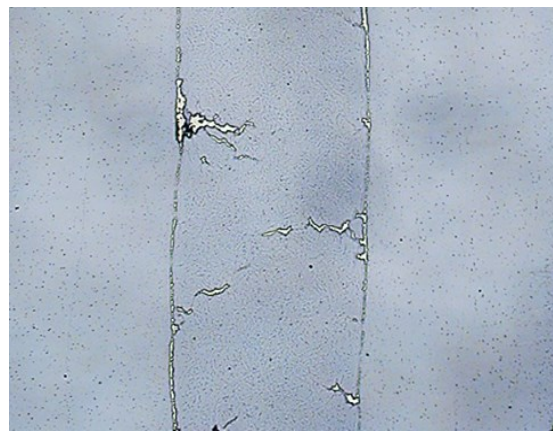
Дослідження зон контактів сплавів пакетів після кування проводили за допомогою оптичного мікроскопу AXIOVERT 200 MAT. На рис. 5 показано загальний вигляд структури мікрошліфів отриманих після кування композитних пакетів №2 і №3 в подовжньому перетині після полірування без травлення.

З'єднання пластин проміжного мідного шару, як

із сталлю Ст.3, так і зі сталлю AISI321, має рівномірний щільний характер, однак у випадку із проміжними пластинами латуні спостерігається розшарування, а також масоперенесення латуні у вуглецеву сталь як наслідок того, що при деформуванні відбулося майже повне розплавлення пластини латуні Л63, що має температуру плавлення 906°C . Слід зазначити, що існують технології виготовлення біметалічних пластин наплавленням латуні або зварювання вибухом [10-12], в цьому випадку отримують цілком щільне з'єднання. В даному випадку поведінка латуні може пояснюватись так званим аномальним масо перенесенням. Цей ефект отримав свою назву за надвисокої швидкості переміщення атомів, що навіть перевищують рухливість атомів в рідкому стані металів. Як встановлено в роботах [10, 11], таке явище може виникати в разі створення напруженого стану при деформуванні або в інших зовнішніх впливах.



а



б

Рисунок 5. Структура композитних пакетів до травлення:

а - №2 з проміжним шаром із міді М1 і б - №3 з проміжним шаром із латуні Л63; при збільшенні $50\times$

Обов'язковою умовою виникнення термодинамічного стимулу, що забезпечує таке

пришвиджене масоперенесення, є локалізація напруженого стану в частині зразка при

пластичному деформуванню. Саме такий стан виявлено при моделюванні кування багат шарового зразка (рис. 3). Майже максимальні напруження відчуває центральний шар з вуглецевої сталі Ст.3, що і сприяє проникненню саме в цей шар розплавленої латуні.

Крім описаного процесу спостерігається також розплавлення поверхневого шару вуглецевої сталі (рис. 6), при цьому в шарах латуні спостерігається

утворення β -фазі темного кольору, хоча у вихідному стані сплав Л63 відноситься до однофазних α латуней. Причиною цього може бути збільшення концентрації цинку у випадку розчинення міді в аустеніті обох сталей при нагріві. Дифузія міді в граничній зоні біметалу виявляється практично при 850°C і вище, і товщина дифузійного прошарку збільшується в часі за параболічним законом [11, 12].

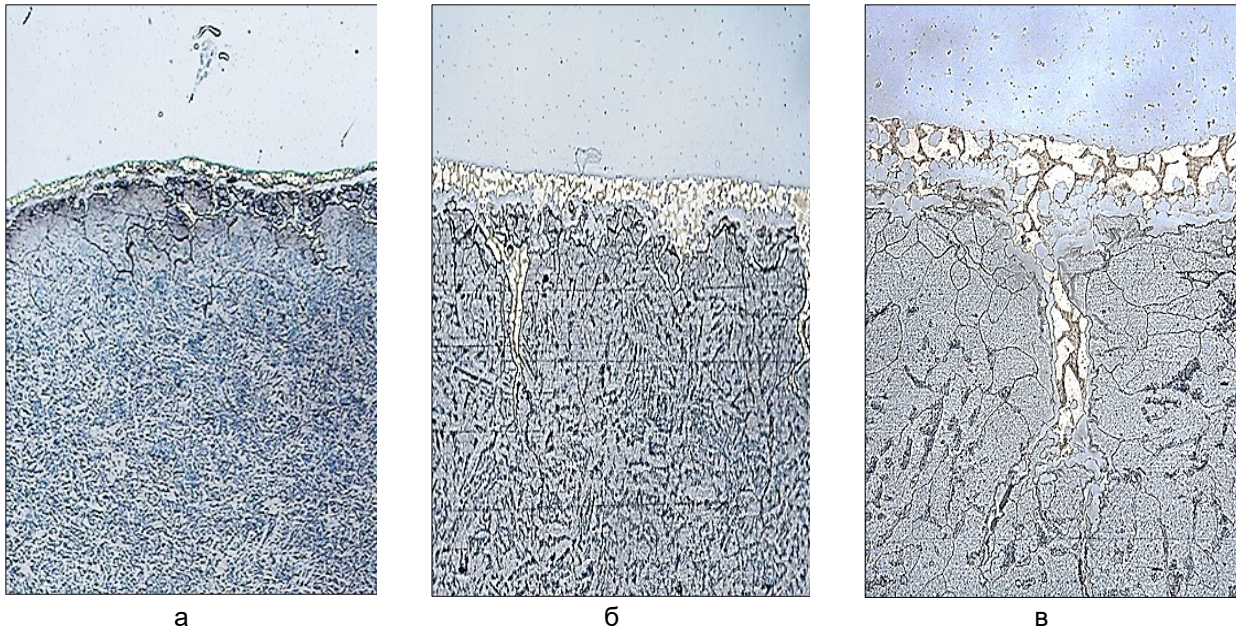


Рисунок 6. Мікроструктура зони з'єднання у композиті пакету №3 – (на фотографії з вежу) сталь AISI321; проміжний - латунь Л63; центральний шар Ст.3:
а – 250^x; б – 350^x; в - 500^x

Значно рідше зустрічаються надриви, що заповнення латунню і в поверхневому шарі обкладки із корозійностійкої сталі (рис. 7), а обплавлення поверхні сталей характерно для обох шарів - і

центрального, і обкладки, що (рис. 7 а). На жаль, при цьому спостерігаються відшарування проміжного матеріалу (рис. 5 б, рис. 6 а, рис. 7 а)

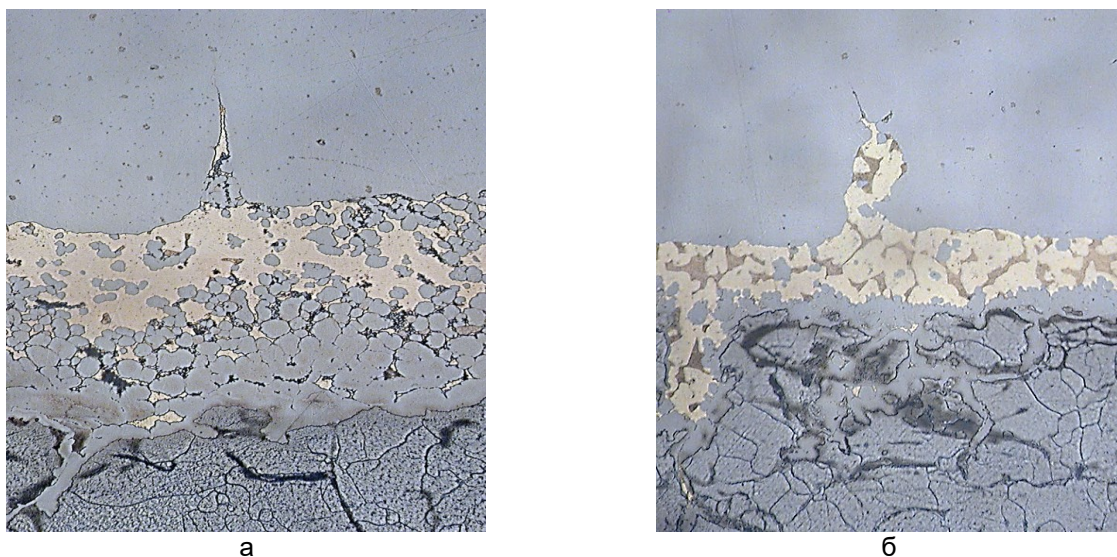


Рисунок 7. Розрив у структурі сталі AISI321 заповнений латунню:
а-850^x; б-1200^x

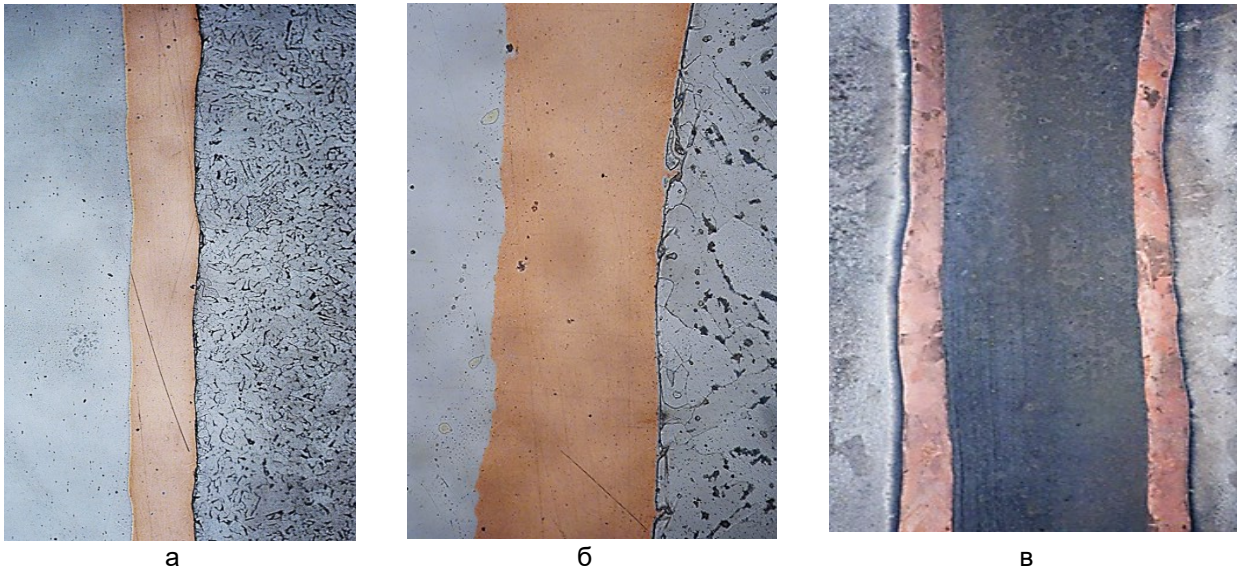


Рисунок 8. Мікроструктура з'єднання шарів сталі AISI321, міді М1 та вуглецевої сталі Ст.3 (а, б) а також композиту пакету 1(в) після кування при температурі 950-1000°C:
а-500 \times ; б -850 \times ; в – 100 \times

При дослідженні з'єднання шарів в пакеті з мідним проміжним шаром в зоні контакту із сталлями розплавлення не спостерігається. На рис. 8 показані мікроструктури перехідних зон з різним збільшенням оптичного мікроскопу: спостерігається чіткий кордон між сплавами без суттєвого взаємного розчинення.

З'єднання міді із усіма сталлями по всі довженні композитного зразка щільне, без розшарування. Однак у вуглецевій сталі зустрічаються надриви, що заповненні міддю (рис. 9 а, б), а з'єднання міді з корозійностійкою сталлю має ділянки з хвилястою межею (рис. 9 в). І хоча деформування відбувалось при температурах, коли розплавлення не відбувається, мікрокартина нагадує локальні

оплавлення на контактній поверхні. Така поведінка сплавів називається терміном «холодне плавлення».

Утворення такого з'єднання виявлено при зварюванні вибухом, коли холодне плавлення виникає за рахунок дії високих тисків [10-12], що стимулюють підвищену кількість нерівноважних вакансій як на початку плавлення.

При застосуванні спеціального травлення (в розчині NH_4OH) виявляється структура міді, вона майже рівновісна, крупнозерниста і поліедрична з наявними ознаками кристалів – двійників, що засвідчує факт проходження рекристалізації в процесі гарячого деформування і під час охолодження на повітрі (рис. 9 а).

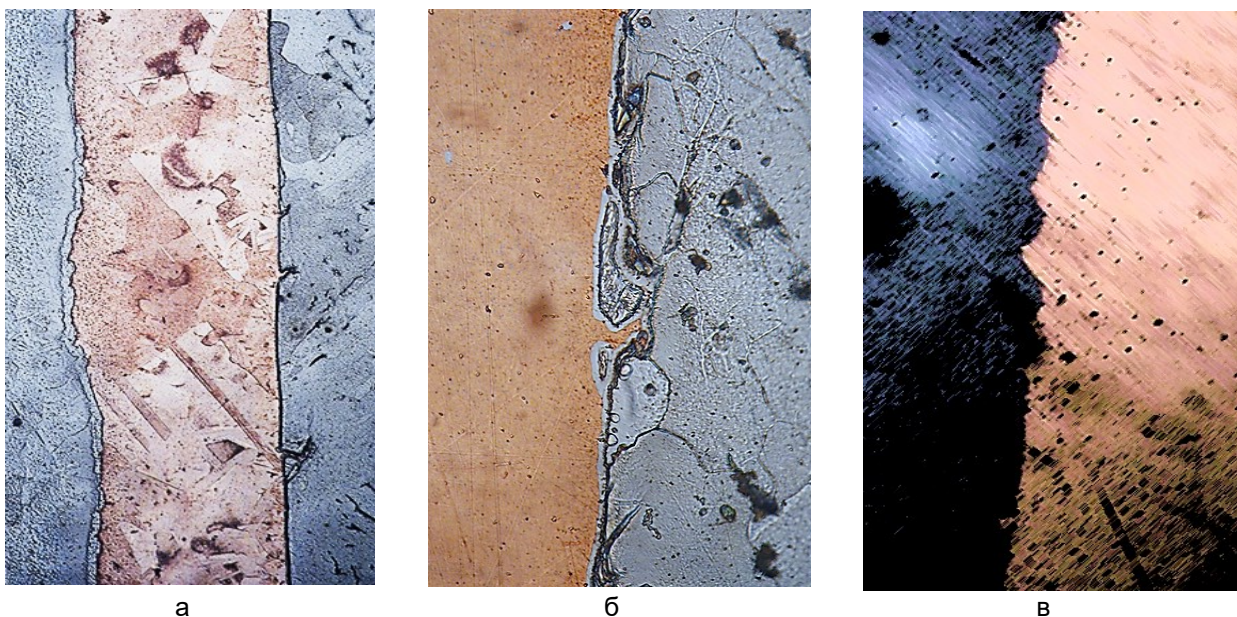


Рисунок 9. Особливості мікроструктури контактних зон мідного проміжного шару із сталевими:
а – 850 \times ; б – 1500 \times ; в – 1200 \times

Висновки

В роботі проведено комп'ютерне моделювання у програмі QForm процесу кування, а саме протягування, тришарових пакетів, що склалися із центрального шару низьковуглецевої сталі і обкладок із корозійностійкої аустенітної сталі, яке показало, що при першому ударі спостерігається підвищення температури в обох шарах майже на 30-35°C. Більшу ступінь деформування отримують шари обкладок із сталі AISI321, а при цьому більш напружений стан виникає в центральному шарі сталі Ст 3.

Враховуючи отримані результати моделювання, визначено режими нагріву та проведено

кування композитних пакетів із різних сталей. Температуру нагріву пакетів обмежено до 950-1000°C, швидкість деформації на молоті досягала 6000 мм/хв.

Досліджено особливості мікроструктури в зонах контактного зварювання шарів латунь – вуглецева сталь і латунь сталь AISI321, мідь – вуглецева сталь, мідь – сталь AISI321, мідь сталь ШХ15.

В якості проміжного шару для кращого зварювання сталевих шарів між собою в процесі кування, а також для запобігання дифузії вуглецю та легуючих елементів, доречно рекомендувати застосування пластини міді М1.

Перелік посилань

- 1 Лихошва В.П., Шатрава А.П., Пелікан О.А., Сучасні способи виробництва біметалевих виробів/ Метал і литво України / Київ:ФТІМС НАН України, 2018.-№9-10 (304-305). С 46-52.
- 2 Bykov, A.A. Bimetal production and applications. *Steel Transl.* 41, 778–786 (2011). <https://doi.org/10.3103/S096709121109004X>
- 3 Wrobel T., Szajnar J. Bimetallic casting: ferritic stainless steel – grey cast iron // *Archives of metallurgy and materials.* – 2015. – Vol. 60. – Iss. 3. – pp. 2361–2365. DOI:10.1515/amm-2015-0385. License CC BY 4.0
- 4 Крахмальов О.В., Ситников П.А. Технологічні особливості зварювання двошарових сталей в енергетичному комплексі/Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я. НТУ ХПІ. Харків.- 2017. Ч. II.- С.38 ISSN 2222-2944. <http://repository.kpi.kharkov.ua>
- 5 Біметали [Архівовано 22 листопада 2016 у Wayback Machine.] // Українська радянська енциклопедія : у 12 т. / гол. ред. М. П. Бажан ; редкол.: О. К. Антонов та ін. — 2-ге вид. — К. : Головна редакція УРЕ, 1974–1985.
- 6 Bykov, A.A. (2009), "Development of bimetal production. Part 1", *Metallurg*, vol. 8, pp. 70–75. https://rezat.ru/articles/dostupno_o_laminatnoj_stali/
- 7 <http://www.qform3d.ru/products/qform>
- 8 Krupin, A.V., Solov'ev, V.Ya., Popov, G.S., Kr'stev, M.R. (1991), *Obrabotka metallov vzryvom* [Explosion treatment of metals], *Metallurgiya*, Moscow, USSR. -494P.
- 10 Shaparev A.V., Savin I.A. Perfection of the technology of production of bimetallic tapes. *Kursk: The University Book*, 2015. 214 p.
- 11 Boldyrew, W. W. Der mechanismus der tribochemischen zerlegung anorganischer salze / W. W. Boldyrew // *Z. Phys. Chem.* – 1975. – Bd. 256. – № 2. – P. 342–348.
- 12 Glagolev V.V., Markin A.A., Pashinov S.V. Bimetallicheskaya plastina v odnorodnom temperaturnom pole (A bimetallic plate in a uniform temperature field). *Mechanics of composite materials and structures*. Volume 23. № 3, 2017. - p. 331-343.

References

1. Lykshosha, V. P., Shatrava, A. P., & Pelikan, O. A. (2018). Suchasni sposoby vyrobnystva bimetalovykh vyrobiv. *Metal i lytvo Ukrainy*, ((9-10)(304-305)), 46-52
2. Bykov, A. A. (2011). Bimetal production and applications. *Steel Transl.* 41, 778–786. <https://doi.org/10.3103/S096709121109004X>
3. Wrobel, T., & Szajnar, J. (2015). Bimetallic casting: ferritic stainless steel – grey cast iron. *Archives of metallurgy and materials*, 60(3), 2361–2365. <https://doi.org/10.1515/amm-2015-0385>
4. Krakhmalov, O. V., & Sytnykov, P. A. (2017). Tekhnolohichni osoblyvosti zvariuvannya dvoшarovykh staley v enerhetychnomu kompleksi. *Informatsiini tekhnolohii: nauka, tekhnika, tekhnolohiia, osvita, zdorovia*. Part 2. pp. 38
5. Bimetalny. (1974-1985). In Bazhan, M. P. (Ed.) *Ukrainska radianska entsyklopediia*. 2-nd edition. Holovna redaktsiia URE
6. Bykov, A. A. (2009). Development of bimetal production. Part 1. *Metallurg*, 8, 70–75
7. URL: https://rezat.ru/articles/dostupno_o_laminatnoj_stali/
8. URL: <http://www.qform3d.ru/products/qform>
9. Krupin, A. V., Solov'ev, V. Ya., Popov, G. S., & Kr'stev, M. R. (1991). *Obrabotka metallov vzryvom* [Explosion treatment of metals]. *Metallurgiya*
10. Shaparev, A. V., & Savin, I. A. (2015). Perfection of the technology of production of bimetallic tapes. *The University Book*
11. Boldyrew, W. W. (1975). Der mechanismus der tribochemischen zerlegung anorganischer salze. *Z. Phys. Chem.*, 256(2), 342–348
12. Glagolev, V. V., Markin, A. A., & Pashinov, S. V. (2017). Bimetallicheskaya plastina v odnorodnom temperaturnom pole (A bimetallic plate in a uniform temperature field). *Mechanics of composite materials and structures*, 23(3), 331-343

Шевченко Д.В., Овчарук А.М., Надточій А.А.

Проблема десульфурзації чорнового феронікелю, отриманого за технологією низького відновлення на Побузькому феронікелевому комбінаті

Shevchenko D.V., Ovcharuk A.M., Nadtochii A.A.

The problem of desulphurization of crude ferronickel obtained by low reduction technology at the Pobuzhsky ferronickel plant

Мета. З введенням в експлуатацію РТП1 канадської компанії Hatch на Побузькому феронікелевому комбінаті та переведенням її на технологію низького відновлення (ТНВ) стало можливим отримання феронікелю, що містить лише соті частки відсотка кремнію і вуглецю, що необхідні для содової десульфурзації в ковші, тому комбінатом впроваджено комплексну технологію, якою передбачається змішування (міксування) чорнового феронікелю, що випускається з РТП1 зі зниженим вмістом кремнію та вуглецю та з високим вмістом Ni, зі сплавом із РТП2 з низькою концентрацією нікелю та високою кремнію і вуглецю. Однак у зв'язку із зупинкою РТП2 на капітальний ремонт виникла потреба відпрацювати режим десульфурзації за комбінованою схемою, яка передбачає поєднати содову десульфуріацію та киснево-конвертерну, яка є скрутною і потребує додаткових матеріальних та енергетичних витрат. **Методика.** Термодинамічне моделювання виконане з використанням програмного комплексу HSC Chemistry 6.1. Аналітичні та промислові дослідження в умовах Побузького феронікелевого комбінату. **Результати.** Оброблено та проаналізовано результати промислових досліджень комбінованої технологічної схеми десульфуріації високовідсоткового феронікелю в ковші та конвертері, узагальнено технічні результати десульфуріації феронікелю на всіх етапах розвитку та вдосконалення його виробництва в умовах ПФК. **Наукова новизна.** Проведено рівноважний розподіл фаз у системі Fe-Ni-S-Na-Si-C-O з використанням бази даних програми «HSC Chemistry 6.0». Показано, що кремній впливає на повноту реакції десульфуріації. Визначено температурні межі процесу. **Практична значимість.** У промислових умовах Побузького феронікелевого комбінату відпрацьовано та освоєно комбіновану технологію десульфуріації високовідсоткового феронікелю з РТП1 за схемою ківш-кисневий конвертер, що забезпечило можливість роботи комбінату при зупинці РТП2 на капітальний ремонт та одержання товарної продукції.

Ключові слова: руднотермічна піч, чорновий феронікель, десульфуріація, кремній, вуглець, міксування.

Purpose. With the commissioning of the Canadian company Hatch's RTP1 at the Pobuzhsky Ferronickel Plant and its transfer to low-reduction technology, it became possible to produce ferronickel containing only hundredths of a percent of silicon and carbon, which are necessary for soda desulfurization in a ladle. Therefore, the plant has implemented a comprehensive technology that provides for mixing (mixing) crude ferronickel produced from RTP1 with a reduced silicon and carbon content and a high Ni content, with an alloy from RTP2 with a low nickel concentration and a high silicon and carbon. However, due to the shutdown of RTP2 for major repairs, there was a need to develop a desulfurization mode using a combined scheme that involves combining soda desulfurization and oxygen-converter desulfurization, which is difficult and requires additional material and energy costs. **Methodology.** Thermodynamic modeling was performed using the HSC Chemistry 6.1 software package. Analytical and industrial research in the conditions of Pobuzhsky Ferronickel Plant. **Results.** The results of industrial research of the combined technological scheme of high-percentage ferronickel desulfurization in a ladle and converter were processed and analyzed, the technical results of ferronickel desulfurization at all stages of development and improvement of production in the conditions of the PFC were summarized. **Scientific novelty.** The equilibrium distribution of phases in the Fe-Ni-S-Na-Si-C-O system was carried out using the database of the HSC Chemistry 6.0 program. It was shown that silicon affects the completeness of the desulfurization reaction. The temperature limits of the process were identified. **Practical significance.** In industrial conditions of the Pobuzhsky Ferronickel Plant, a combined technology for desulfurization of high-grade ferronickel from RTP1 using the ladle-oxygen converter scheme has been developed and mastered, which has provided the possibility of the plant operating when RTP2 is stopped for major repairs and obtaining commercial products.

Key words: ore-thermal furnace, rough ferronickel, desulfurization, silicon, carbon, mixing.

Вступ. Нікель відноситься до групи важких кольорових металів і використовується в різних галузях індустрії, починаючи з виробництва легованої сталі і закінчуючи високотехнологічними розробками у медицині і електротехніці. Нікель – це елемент, який у природі існує у вигляді ряду оксидів, сульфідів і силікатів. Його важливість пояснюється унікальними властивостями: додавання нікелю у

сплави підвищує їх міцність, зносостійкість, корозійну стійкість, підвищує тепло і електропровідність, покращує магнітні і каталічні властивості. У ряді галузей промисловості, наприклад, при виготовленні реактивних двигунів, сплави нікелю, незамінні. Це метал, який наразі визнано одним із найцінніших матеріалів, що видобувався у 20-21 століттях.

© Шевченко Д.В. – УДУНТ
Овчарук А.М. – УДУНТ
Надточій А.А. – д.т.н., проф. УДУНТ

© Shevchenko D. – USUST
Ovcharuk A. – USUST
Nadtochii A. – d.t.s., profssor, USUST



This is an Open Access article under the CC BY 4.0 license <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

Аналіз літературних даних та постановка задачі. На сьогоднішній день видобутком і переробкою нікелевих руд займаються 22 країни світу. Лідерами галузі вже довгий час залишаються Канада, Австралія та Нова Каледонія. До списку крупних виробників входять Індонезія і Куба. Руди найвищої якості добуваються на Філіппінах, у Новій Каледонії та Індонезії [1].

Власна мінерально-сировинна база нікелю в Україні представлена екзогенними родовищами силікатного нікелю кір вивітрювання Середнього Придніпров'я і Побужжя з вмістом нікелю 0,38-1,24%, тоді як у світі найбільше промислове значення мають родовища нікелю сульфідного типу. Нікель в Україні є, але разом з тим є і чимало проблем. І основна полягає в тому, що нікелеві руди України бідні. Єдине підприємство на території України, що здатне переробляти руди такого типу – Побузький феронікелевий комбінат працює повністю на імпортній сировині і належить міжнародній компанії Solway Investment Group [2] відмовляється від переробки вітчизняної сировини. Комбінат використовує лише імпортовану руду з вмістом нікелю 1,6-2,2 % родовищ Нової Каледонії, Індонезії та Гватемали [3].

При переведенні виробництва на використання імпортованих руд конструктивна технологічна схема практично не змінилася і включає в себе підготовку огарку в трубчастих обертових печах (ТОП), електровиплавку огарку в руднотермічних печах (РТП) потужністю 42 МВ·А для отримання чорного нікелю і його рафінування для отримання товарної продукції в 30-тонних конвертерах.

Технологічна схема рафінування чорного феронікелю базується на попередній десульфурзації рідкого феронікелю та послідовному рафінуванні

від кремнію, хрому, вуглецю, сірки та фосфору у вертикальних конвертерах LD з «кислою» і «основною» футеровкою з верхнім продуванням киснем. Перший етап десульфурзації чорного феронікелю проводиться за допомогою кальцинованої соди або содового розплаву - вторинного матеріалу хімічного виробництва, застосування якого дозволяє підвищити ефективність десульфурзації і коефіцієнт використання реагенту [4]. З введенням в експлуатацію РТП1 канадської компанії Hatch і переведенням її на технологію низького відновлення (ТНВ) стало можливим отримання феронікелю, що містить лише соті частки відсотка кремнію і вуглецю, що виключає можливість його вторинного рафінування содою.

Грунтовний аналіз та огляд способів рафінування сплавів на провідних світових підприємствах, що виробляють феронікель, наведений у роботах [4-7], дозволив узагальнити результати численних показників десульфурзації за різними технологічними схемами та намітити шляхи оптимізації процесу в умовах комбінату.

Теоретичні дослідження десульфурзації чорного феронікелю.

Термодинамічний аналіз сульфідів елементів, що входять до складу металургійних залізозмісних систем, дозволяє намітити ймовірні реакції десульфурзації розплавів при технологічних процесах отримання феронікелю. Значний, якщо не визначальний вплив на поведінку сірки і, перш за все, її видалення з металу надає її активність, що підвищує реакційну здатність. Аналіз результатів досліджень впливу різних елементів на коефіцієнт активності сірки (рис. 1) у бінарних системах показує, що основними елементами, що підвищують активність сірки, є вуглець та кремній.

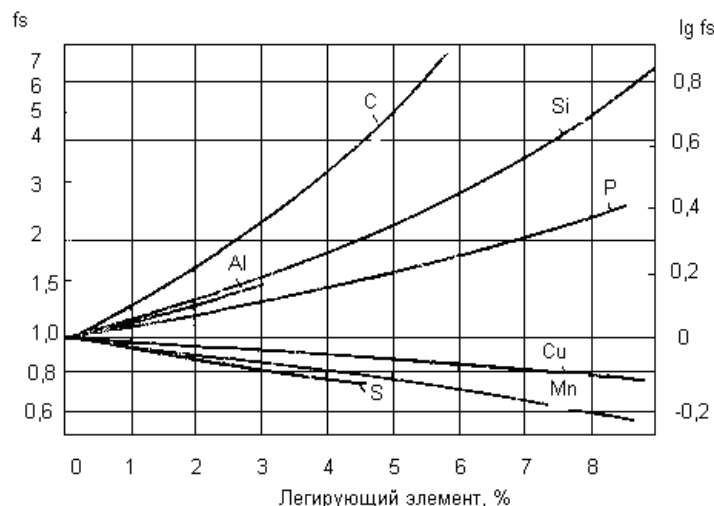


Рис. 1. Вплив різних елементів на коефіцієнт активності сірки [8]

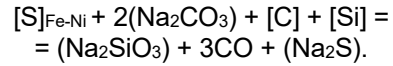
При збільшенні концентрації вуглецю та кремнію істотно підвищується коефіцієнт активності сірки і, відповідно, при даній концентрації сірки та її активності, чим значною мірою пояснюється суттєве поліпшення умов десульфурзації чавунів

порівняно з десульфурзацією розплаву в сталеплавильних агрегатах [8].

Успішна та високоефективна десульфурзація чорного феронікелю содою можлива при рафінуванні сплавів, що мають у своєму складі високу (3-5 %) концентрацію кремнію та вуглецю, що

підвищують коефіцієнт активності сірки та ступінь десульфурації. Цей процес заснований на утворенні в процесі реакції стійкого з'єднання сульфідів натрію, що переходить у шлак.

Процес видалення сірки може бути узагальнений реакцією



Температурні залежності вільних енергій Гіббса можливих реакцій взаємодії сірки з содою представлені в таблиці 1 та на рис. 2.

Таблиця 1. Температурні залежності вільних енергій Гіббса для реакцій взаємодії сульфідів з содою

№	Можлива реакція	Температурна залежність ΔG_T^0 , Дж/моль
1	$FeS + 3Na_2CO_3 + 2Si = 2Na_2SiO_3 + Na_2S + Fe + 3CO$	$-326578 - 430 \cdot T$
2	$NiS + 3Na_2CO_3 + 2Si = 2Na_2SiO_3 + Na_2S + Ni + 3CO$	$-340447 - 440 \cdot T$
3	$FeS + Na_2CO_3 + C = Fe + Na_2S + CO + CO_2$	$-362121 - 330 \cdot T$
4	$NiS + Na_2CO_3 + C = Ni + Na_2S + CO + CO_2$	$-348251 - 340 \cdot T$
5	$FeS + 2Na_2CO_3 + Si + C = Fe + Na_2SiO_3 + Na_2S + 3CO$	$103813 - 467 \cdot T$
6	$NiS + 2Na_2CO_3 + Si + C = Ni + Na_2SiO_3 + Na_2S + 3CO$	$89943 - 477 \cdot T$

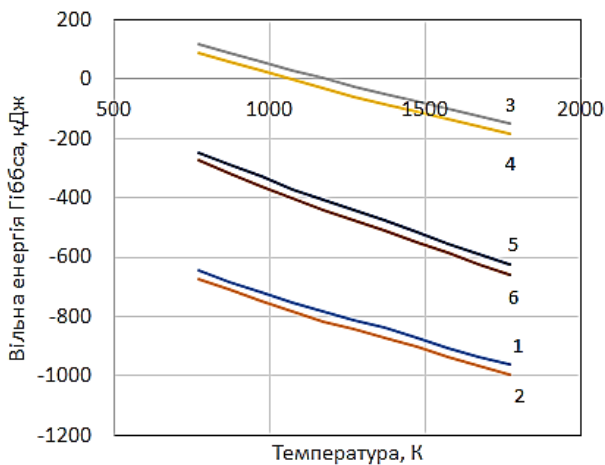


Рис. 2. Вільна енергія Гіббса для можливих реакцій взаємодії сульфідів з содою (цифри у кривих номера реакцій в табл.1)

Аналіз отриманих результатів показує, що термодинамічно на десульфурацію в системі більш ефективно впливає кремній (рис. 2, кр. 1, 2) порівняно з вуглецем (кр. 3, 4). Хоча деякі фахівці-виробники відзначають, що більший вплив на процес десульфурації надає саме вуглець, що, мабуть, пов'язано не тільки термодинамічно, але і з кінетичними параметрами процесу – впливом газової

фази (вміст CO) на перемішування реагентів та збільшенням їхньої контактної поверхні.

Рівноважний розподіл фаз у системі Fe-Ni-S-Na-Si-C-O, який провели з використанням бази даних програми «HSC Chemistry 6,0», показав, що кремній впливає на повноту процесу десульфурації (див. рис. 3, а і б).

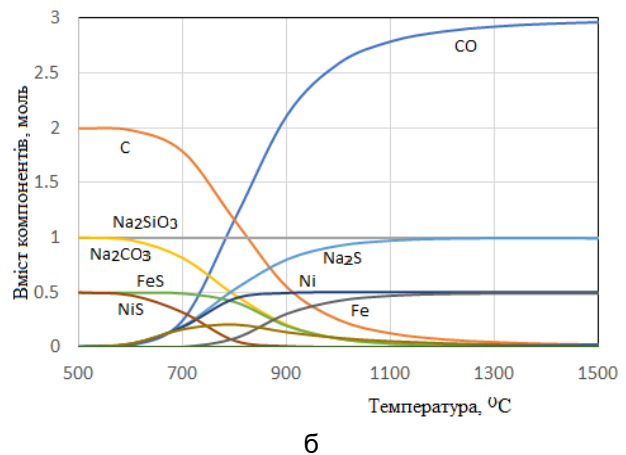
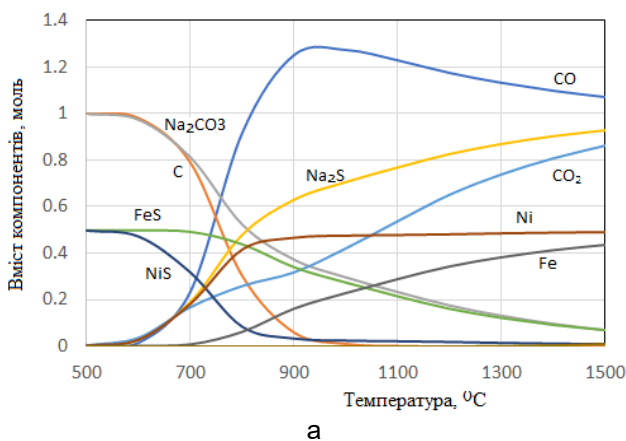


Рис. 3 - Рівноважний розподіл фаз у системах:
а) $0,5FeS+0,5NiS+Na_2CO_3+C$; б) $0,5FeS+0,5NiS+2Na_2CO_3+C+Si$

Інтенсивне зменшення сульфїду нікелю протікає при температурах 500-800 °С, а сульфїду заліза при 700-1300°С (рис. 3, б), тобто підвищення температури вище 1300-1350 °С не доцільно для процесу десульфурзації чорного феронікелю.

Таким чином, введення в експлуатацію РТП1 канадської компанії Hatch і переведення її на технологію низького відновлення привело до отримання феронікелю, що містить лише соті частки відсотка кремнію і вуглецю, що виключає можливість його вторинного рафінування содою.

Таблиця 2. Хімічний склад чорного феронікелю на РТП1 і РТП2, %

	Ni	Co	Si	Cr	S	C	P	Cu
РТП1	47	0,42	0,01	0,02	0,5	0,014	0,065	0,063
РТП2	14,5	0,27	3,90	1,8	0,25	2,5	0,064	0,032

Мікшування дозволило повернутися до проектної технології - позапічної десульфурзації кальцинованою содою в ковші та доведення металу в конвертері.

У зв'язку із зупинкою РТП2 на капітальний ремонт, а РТП1 продовжувала працювати за технологією низького відновлення, виникла потреба відпрацювати режим десульфурзації за комбінованою схемою. Ця схема передбачає поєднати содову десульфурзацію та киснево-конвертерну, яка є скрутною і потребує додаткових матеріальних та енергетичних витрат. Проведені випробування показали, що при необхідності можливе здійснення альтернативної схеми рафінування на противагу існуючій на даний момент на комбінаті.

За промислову кампанію з виплавки феронікелю за технологією низького відновлення в РТП1 та його десульфурзацію за комбінованою технологією було зроблено 95 випусків. Аналіз показників роботи РТП1 за досліджуваний період із виробництва та рафінування високовідсоткового феронікелю дозволив зробити такі висновки:

1. Розроблена технологічна схема десульфурзації забезпечує отримання товарного феронікелю, що відповідає вимогам міжнародних стандартів. Середній вміст сірки (S) становить 0,059%, а ступінь десульфурзації досягає 80-84%.

2. Для забезпечення отримання феронікелю з низьким вмістом S було витрачено:

- вапняку (CaCO ₃),	кг/т Ni	31
- феросиліцію ФС75,	-«-	45
- соди (Na ₂ CO ₃),	-«-	57,3
- алюмінію (Al),	-«-	8,54
- вапна (CaO),	-«-	169
- кисню (O ₂),	м ³ /т Ni	162
- час плавки,	год	2,15
- час продування,	хв	20,6.

3. Вилучення нікелю в товарну продукцію з чорного феронікелю, що містить 42,1 % Ni і 0,283 % S, становило 92,4 %, тобто втрати нікелю на стадії рафінування становлять близько 8%.

Тому комбінатом було розроблено та впроваджено комплексну технологію, якою передбачається змішування (мікшування) чорного феронікелю, що випускається з РТП1 зі зниженим вмістом кремнію та вуглецю (до 0,01 %) та з високим вмістом Ni (понад 50 %), зі сплавом із РТП2 з низькою концентрацією нікелю (10-17 %) та високою кремнію і вуглецю, необхідні для содової десульфурзації в ковші. У табл. 2 наведено хімічний склад чорного феронікелю на РТП1 та РТП2, виробленого за різними технологічними схемами.

4. За період випробувань було вироблено чорного феронікелю загальним обсягом 3341,6 т або 1521 т нікелю, сірки введено 9,457 т, а перейшло у товарний сплав 1,534 т, тобто десульфурзація за даною схемою дозволила видалити 7923 т або понад 83% сірки. На 1 кг віддаленої сірки витрачено, кг: вапняку 60,6; феросиліція 8,752; соди 11,0; алюмінію 1,73; вапна 30,165; кисню 29 нм³.

5. При десульфурзації чорного феронікелю утворилося 1546,7 т конвертерного шлаку, що містить, % за масою: Ni 0,52; Fe 45,8; SiO₂ 11,5; CuO 16,02; MgO 7,95; Al₂O₃ 0,73. Кратність шлаку становила 0,6; основність CaO+MgO/SiO₂ 2,08. Втрати Ni зі шлаком становили 8 т, утилізація якого є актуальною проблемою. Де-які шляхи щодо вирішення питання утилізації цих шлаків розглянуті у роботах [9-11].

Інтерес викликає порівняльний аналіз технічних показників процесу рафінування чорного феронікелю за трьома схемами (табл. 3) – проектна, мікшування та дослідна (комбінована).

Аналіз показує, що найбільш ефективною є проектна технологія, за якою обидві печі працюють на повне відновлення.

Аналізуючи показники роботи печей РТП1 і РТП2 за технологією мікшування розплаву на випуску з печі, слід зазначити, що піч РТП2 працює більш ефективно, тому що за один і той же період роботи з печі РТП1 із вмістом Ni в сплаві 45,22 % випуску на 34 % менше, ніж із печі РТП2 із вмістом нікелю 10,53%.

Рафінування чорного феронікелю за опитною технологією викликало необхідність збільшити витрату феросиліцію, додатково використовувати алюміній і вапно, при цьому час плавки зріс на 26 і 40 %, порівняно з технологією мікшування та проектною (табл. 4), значно знижується і продуктивність процесу – 52, 2 та 60 % відповідно.

Порівняння питомих витрат матеріалів на рафінування та видалення 1 кг сірки ще раз підтверджує більш високу ефективність проектної схеми (табл. 5), яка базується на десульфурзації нікелевого чавуну.

Таблиця 3. Технічні показники позапечної десульфурації чорного феронікелю за різними технологічними схемами

№ п/п	Найменування показника	Технологічні схеми			
		Опитна	Мікшування		Проектна
			РТП1	РТП2	
1	Чорновий феронікель, т	3341,6	1022,1	5889,25	10525
2	Нікелю, т	1406,8	462,55	619,6	1418
3	Вміст Ni, т	42,1	45,22	10,53	13,48
4	Вміст S, т	0,283	0,36	0,089	0,298
5	Витрата CaCO ₃ , т	48,0	805,5		305
6	Витрата FeSi, т	70,0	18,56		48,15
7	Витрата соди, т	87,17	73,85		117,7
8	Витрата Al, т	13,75	-		-
9	Витрата вапна, т	239,0	-		Fe руда79
10	Час плавки, год	2,15	1,7		0,7/0,84
11	Продукція O ₂ , хв	20,6	21,64		8,12/15,21
12	Витрата O ₂ , нм ³	228630	194402/286645		320058/107991
Отримано:					
13	Товарний FeNi, т	2600	5920		9130
14	Нікелю, т	1521	1119,6		1584
15	Вміст Ni, %	54,53	18,9		17,4
16	Вилучення Ni, %	92,4	95,9		90,6
17	Вміст S, %	0,059	0,043		0,068
18	Кратність шлаку	0,60	0,40		0,26
19	Нікелю в шлаку, %	0,52	0,19/0,14		0,18/0,226
20	Видалено сірки, т	0,792	0,635		2,516

Таблиця 4. Питомі витрати матеріалів на рафінування феронікелю за різними технологічними схемами, кг/т Ni

№ п/п	Стаття витрат	Технологічні схеми		
		Опитна	Мікшування	Проектна
1	Витрата кальцинованої соди	57,3	65,96	70,5
2	Витрата вапняку	31,5	72,0	192
3	Витрата феросиліцію	46	16	30
4	Витрата алюмінію	9	-	
5	Витрата вапна	157	-	
6	Витрата кисню, нм ³	150	429	270
7	Вміст [S], %	0,059	0,043	0,068
8	Вилучення Ni, %	92,4	95,9	90,6
9	Продуктивність, т Ni/сутки	16,0	48,7	51,1
10	Час плавки, год	2,15	1,7	1,54
11	Час продувки, хв	20,6	21,84	23,3

Таблиця 5. Матеріальні витрати на рафінування та десульфурацію чорного феронікелю, кг/кгS

№ п/п	Стаття витрат	Технологічні схеми		
		Опитна	Мікшування	Проектна
1	Кальцинована сода	110	116	44
2	Вапняк	61	267	121
3	Феросиліцій	88,4	29,2	19,14
4	Алюміній	17,4	-	-
5	Вапно	301	-	-
6	Кисень, нм ³	288	757	170

Висновки. У промислових умовах Побузького феронікелевого комбінату відпрацьовано та освоєно комбіновану технологію десульфурзації високовідсоткового феронікелю з РТП1 за схемою ківш-кисневий конвертер, що забезпечило можливість роботи комбінату при зупинці РТП2 на капітальний ремонт та одержання товарної продукції, що містить 54,55% нікелю та 0,059% сірки.

Аналіз показників процесу рафінування чорного феронікелю за трьома способами,

відпрацьованими на комбінаті – дослідна технологія, технологія міксування та проектна, підтвердили, що найбільш ефективною є проектна, за якою обидві печі працюють на повне відновлення. Питомі матеріальні витрати на рафінування та видалення 1 кг сірки за проектною технологією найбільш низькі, так, наприклад, витрата соди приблизно в 2,5 рази менше, ніж за іншими схемами, феросиліцію в 1,5-4,6 рази; кисню 1,7-4,5 рази; а також виключається застосування алюмінію та вапна.

Перелік посилань

1. Що таке нікель і для чого він потрібен? (дата звернення: 30.06.2024). <https://moyaosvita.com.ua/himiya/shho-take-nikel-i-dlya-chogo-vin-potriben/>
2. Solway Investment Group. Режим доступу: Solway Investment Group, GmbH – Private international mining and metals group located in Switzerland. Solway operates mines and smelting plants in Guatemala, Ukraine, Russia, Indonesia and Macedonia, with a focus on nickel production. (дата звернення: 02.06.2024). <https://solwaygroup.com/>
3. Чи є в Україні нікель? – Національна асоціація добувної промисловості України. (дата звернення: 02.06.2024). <https://neiau.com.ua/chi-%D1%94-v-ukra%D1%97ni-nikel/>
4. Спосіб виплавки чорного феронікелю з оптимальним вмістом кремнію: Патент на корисну модель. 62847 Україна: С22В 23/00. № u201108521; заявл. 07.07.2011; опубл. 12.09.2011, Бюл. № 17. 4 с. <https://iprop-ua.com/inv/imx6ve1x/>
5. Новиков Н.В., Капран И.И., Соколов К.Д., Гасик М.И., Овчарук А.Н. Исследование химического минералогического состава никелевых руд для выплавки ферроникеля. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2005. № 3. С. 19-22.
6. Відновна суміш для електротермічного виробництва феронікелю: Патент на корисну модель 109001 Україна: С22В4/06 № u201600821; заявл. 02.02.2016, опубл. 10.08.2016. Бюл. № 25. 3 с. <https://iprop-ua.com/inv/nq727gg1/>
7. Беспалов О.Л., Соколов К.Д., Приходько С.В., Замковой О.В., Шевченко Д.А., Мельник С.А., Новиков Н.Н., Овчарук Д.С., Солоха В.В. (2017). Современное состояние и перспективы совершенствования технологии производства ферроникеля. *Актуальные проблемы развития металлургической науки и образования*. С. 204-211. https://nmetau.edu.ua/file/zbirka_dopovidey_100-richchya_efimenka.pdf
8. Ефименко Г.Г., Гиммельфарб А.А., Левченко В.Е. Металлургия чугуна. К.: Вища школа, 1988. 351с.
9. Шевченко Д.В., Приходько С.В., Надточій А.А., Шутов В.Ю., Овчарук А.М. (2024). Розвиток технології виробництва феронікелю в Україні. *Сучасна електрометалургія*. №2. С. 5-12. <https://doi.org/10.37434/sem2024.02.01>
10. Novotova E., Hrajvoronskaya I. (2019). Сорбційні властивості металургійних шлаків. *Вестник Харьковского национального автомобильно-дорожного университета*, 84(), 88-97. <https://europub.co.uk/articles/-A-554893>
11. Хоботова Э.Б., Грайворонская И.В., Даценко В.В., Баумер В.Н. (2011). Оценка возможности использования шлака при производстве ферроникеля для очистки сточных вод. *Химия и технология воды*. Т. 33. № 4. С. 443-450. <http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/130652>

References

1. *Shcho take nikel i dlia choho vin potriben?* <https://moyaosvita.com.ua/himiya/shho-take-nikel-i-dlya-chogo-vin-potriben/>
2. *Solway Investment Group. Режим доступу: Solway Investment Group, GmbH – Private international mining and metals group located in Switzerland.* Solway operates mines and smelting plants in Guatemala, Ukraine, Russia, Indonesia and Macedonia, with a focus on nickel production. <https://solwaygroup.com/>
3. *Chy ye v Ukraini nikel?* – Natsionalna asotsiatsiia dobuвної promyslovosti Ukrainy. <https://neiau.com.ua/chi-%D1%94-v-ukra%D1%97ni-nikel/>
4. Hasyk, M. I., Zaporozhets, B. O., Novikov, M. V., Novikov, M. M., Ovcharuk, A. M., Prykhodko, S. V., Romanenko, V. A., Sokolov, K. D., Taran, O. Yu., & Filov, O. S. (2011). *Sposib vyplavky chornovoho feronikeliju z optymalnym vmistom kremniiu.* (Patent No. 62847). Derzhavna Sluzhba Intelktualnoyi Vlasnosti Ukrainy.
5. Novikov, N. V., Kapran, I. I., Sokolov, K. D., Gasik, M. I., & Ovcharuk, A. N. (2005). Issledovanie khimicheskogo mineralogicheskogo sostava nikelovykh rud dlia vyplavki feronikelia. *Metallurgicheskaja i gornorudnaia promyshlennost*, (3), 19-22
6. Bespalov, O. L., Prykhodko, S. V., Danov, O. V., Melnyk, S. O., Tsvitkov, I. V., Taran, O. Yu., Ovcharuk, D. S., Novikov, M. M., & Danyliuk, V. V. (2016). *Vidnovna sumish dlia elektrotermichnogo vyrobnytstva feronikeliju.* (Patent No. 109001). Derzhavna Sluzhba Intelktualnoyi Vlasnosti Ukrainy
7. Bespalov, O. L., Sokolov, K. D., Prikhodko, S. V., Zamkovo, O. V., Shevchenko, D.A., Melnik, S. A., Novikov, N. N., Ovcharuk, D. S., & Solokha, V. V. (2017). *Sovremennoe sostoianie i perspektivy sovershenstvovaniia tekhnologii proizvodstva feronikelia.* *Aktualnye problemy razvitiia metallurgicheskoi nauki i obrazovaniia*, pp. 204-211. https://nmetau.edu.ua/file/zbirka_dopovidey_100-richchya_efimenka.pdf
8. Efimenko, G. G., Gimmelfarb, A. A., & Levchenko, V. E. (1988). *Metallurgija chuguna.* Vishcha shkola

9. Shevchenko, D. V., Prykhodko, S. V., Nadtochii, A. A., Shutov, V. Yu., & Ovcharuk, A. M. (2024). Rozvytok tekhnologii vyrobnytstva feronikeliu v Ukraini. *Suchasna elektrometalurhiia*, (2), 5-12. <https://doi.org/10.37434/sem2024.02.01>
10. Hobotova, E., & Hrajvoronskaya, I. (2019). Sorption properties of metallurgical slags. *Bulletin of Kharkov National Automobile and Highway University*, (84), 88-97. <https://doi.org/10.30977/BUL.2219-5548.2019.84.0.88>
11. Khobotova, E. B., Graivoronskaia, I. V., Datsenko, V. V., & Baumer, V. N. (2011). Otsenka vozmozhnosti ispolzovaniia shlaka pri proizvodstve feronikelia dlia ochistki stochnykh vod. *Khimiia i tekhnologiiia vody*, 33(4), 443-450. <http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/130652>

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 01.10.2024
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.10.2024

Грес Л.П., Гупало О.В., Єрьомін О.О., Радченко Ю.М., Суліменко С.Є.

Дослідження впливу інтенсифікації доменного процесу шляхом збільшення витрат дуття на параметри експлуатації системи підводу та нагрівання дуття

Gres L.P., Gupalo O.V., Yeromin O.O., Radchenko Yu.M., Sulimenko S.Ye.

Study of the impact of blast furnace process intensification by increasing the blast flow rate on the operating parameters of the blast supply and heating system

Метою роботи є дослідження впливу збільшення витрат дуття на параметри експлуатації системи подачі та нагрівання дуття для умов доменної печі корисним об'ємом 1754 м³. **Методика.** Для виконання досліджень використано чисельно-розрахунковий метод, який передбачає виконання розрахунків спалення палива, тепло-масообміну та газодинаміки з визначенням експлуатаційних параметрів системи подачі та нагрівання дуття на ділянці «турбоповітродувка – блок повітрянагрівачів – тракт гарячого дуття – доменна піч». **Результати.** Визначено, що забезпечення температури під куполом повітрянагрівачів 1350 °С потребує збагачення доменного газу природним до вмісту природного газу в природно-доменній суміші 5,6 %. Нагрівання збільшеної на 18,5 % витрати дуття потребує підвищення теплової потужності повітрянагрівачів до максимально можливої і призводить до зниження температури нагріву дуття на 30 °С. При цьому теплові втрати трубопроводу гарячого дуття на ділянці «повітрянагрівачі-фурми доменної печі» майже не змінюються, в той час як витрати димових газів та втрати їх тиску в димовому тракті повітрянагрівачів суттєво зростають. Оскільки евакуація димових газів із повітрянагрівачів відбувається в основному за рахунок тиску компонентів спалення, рекомендовано використання централізованої подачі повітря з вентилятором більшої продуктивності. **Наукова новизна** роботи полягає у виявленому взаємозв'язку між витратами дуття та експлуатаційними параметрами системи його нагрівання та підводу до доменної печі. До **практичної значущості** роботи слід віднести розроблені рекомендації щодо забезпечення експлуатації системи підводу та нагрівання дуття при збільшенні його витрат.

Ключові слова: повітрянагрівач, доменне дуття, температура дуття, витрата дуття, втрати тиску.

The **objective** of the study is to investigate the effect of increasing the air blast flow rate on the operating parameters of the blast supply and heating system for the conditions of a blast furnace with a useful volume of 1754 m³. **Methods.** The authors used numerical methods for calculations of fuel combustion, heat and mass transfer, and gas dynamics to determine the operating parameters of the air blast supply and heating system at the "turbo-blower - hot-blast stoves -hot blast pipeline - blast furnace" sections. **Results.** It has been determined that ensuring a temperature of 1350 °C under the dome of hot-blast stoves requires the enrichment of blast furnace gas with natural gas to a content of 5.6 % natural gas in the mixture. Heating of the air blast flow rate, which is raised by 18.5 %, requires an increase of the heat output of the hot blast stoves up to the maximum and leads to a decrease of the hot blast air temperature by 30 °C. At the same time, the heat losses of the hot blast pipeline in the section "hot-blast stoves -blast furnace" almost do not change, while the flue gas flow rate and pressure losses in the flue gas path of the hot-blast stoves increase significantly. Since the evacuation of flue gases from the hot-blast stoves occurs mainly due to the pressure of the combustion components, it is recommended to use a centralized air supply with an air fan of higher capacity. The **scientific novelty** of the research lies in the revealed relationship between the air blast flow rate and the operational parameters of the heating system and its supply to the blast furnace. The **practical value** of the research includes the developed recommendations for ensuring the operation of the air blast supply and heating system under conditions of increasing consumption.

Keywords: hot-blast stoves, air blast, temperature of air blast, blast flow, pressure loss.

1. Вступ

На металургійних підприємствах часто постає питання про збільшення продуктивності доменних печей. Для вирішення цього питання зазвичай використовують наступні заходи.

1) Збільшення корисного об'єму доменної печі під час її реконструкції. Реалізація заходу потребує значних інвестицій для модернізації всього комплексу доменної печі.

2) Підвищення температури гарячого дуття

шляхом модернізації повітрянагрівачів (ПН) та/або за рахунок забезпечення максимально допустимих температур під куполом ПН, шляхом нагрівання компонентів спалення, збагачення доменного газу природним, або збагачення повітря спалення киснем [1, 2].

Під час модернізації ПН зазвичай збільшують загальну поверхню їх нагрівання шляхом використання насадки з підвищеною питомою поверхнею нагрівання. Наприклад, блочна насадка з каналами



40 мм замінюється на насадку с каналами 30 мм [3-5], переобладнання ПН з використанням винесеної камери спалення або купольним опаленням [6-9].

Підвищення температури дуття призводить не лише до збільшення продуктивності доменної печі, а і до зниження питомих витрат коксу. Так за даними роботи [10], підвищення температури дуття на 100 °С в інтервалі температур 1100-1200 °С призводить до збільшення продуктивності доменної печі на 3 % при одночасному зниженні питомих витрат коксу на 3 %.

3) Підвищення інтенсивності доменної плавки за рахунок збільшення витрат дуття, що нагрівається в ПН доменної печі [11]. В цьому випадку необхідно враховувати можливу зміну параметрів експлуатації всієї системи подачі та нагрівання дуття: турбоповітродувка – блок повітронагрівачів – тракт гарячого дуття – доменна піч. При цьому зміна значень тиску, витрат і температури дуття на фурмах доменної печі може унеможливити використання цього заходу.

2. Мета та завдання дослідження

Метою роботи є дослідження впливу збільшення витрат дуття для інтенсифікації доменного процесу на параметри експлуатації системи подачі та нагрівання дуття для умов доменної печі коєрисним об'ємом 1754 м³.

В роботі розглянуто 3 варіанти роботи повітронагрівачів, а саме:

Варіант 1 (базовий варіант) – витрата дуття 2950 м³/хв при температурі під куполом ПН 1350 °С, яка забезпечується збагаченням доменного газу природним.

Варіант 2 – витрата дуття 2950 м³/хв при температурі під куполом ПН 1168 °С, яка забезпечується опаленням повітронагрівачів доменним газом з теплотою згоряння 3085 кДж/м³.

Варіант 3 – витрата дуття 3500 м³/хв при температурі під куполом ПН 1350 °С, яка забезпечується опаленням ПН природно-доменною сумішшю.

Таблиця 1. Параметри роботи повітронагрівачів

Номер варіанта	Витрата дуття, м ³ /хв	Паливо і його теплота згоряння, кДж/м ³	Температура палива, °С	Температура повітря, °С	Частка природного газу, %	t _{куп} , °С
1	2950	ПДС, 4782	40	10	5,55	1350
2	2950	ДГ, 3085	40	10	0	1168
3	3500	ПДС, 4782	40	10	5,55	1350

Продовження таблиці 1

Номер варіанта	Теплова потужність, кВт	Витрата палива, м ³ /год	Витрата повітря, м ³ /год	Витрата диму, м ³ /год	Температура дуття, °С
1	36763	27673	31053	55508	1190
2	32279	37667	23723	56704	1037
3	44960	33847	36785	66449	1160

Як видно з табл. 1, при нагріванні 2950 м³/хв дуття і опаленні ПН доменним газом, температура дуття не перевищує 1037 °С (варіант 2), а при збагаченні доменного газу природним з підвищенням

3. Методи дослідження

Для виконання досліджень використано чисельно-розрахунковий метод, який передбачає виконання наступні розрахунків:

1) спалення палива та визначення калориметричної температури продуктів згоряння при використанні доменного газу або природно-доменної суміші з урахуванням температури компонентів спалення;

2) теплових потужностей ПН, витрат палива, повітря спалення та димових газів, параметрів теплообміну, коефіцієнтів тепловіддачі та теплопередачі в насадці ПН, зміни температур димових газів і дуття в періоди нагрівання і дуття;

3) параметрів роботи пальника для забезпечення безпульсаційного горіння палива;

4) втрат тиску димових газів на ділянці ПН – димар, вибір тиску газу і вентиляторного повітря;

5) втрат тиску у тракті холодного дуття (від турбоповітродувки до ПН), а також у тракті гарячого дуття (від ПН до фурм доменної печі);

6) зміни температури гарячого дуття на ділянці ПН – фурми доменної печі.

Під час розрахунків параметрів спалення палива використовували відому методикою [12]. Розрахунки теплових і тепломасообмінних параметрів ПН виконувалися за методикою [3]. Втрати тиску у трактах холодного та гарячого дуття, а також зміна температури гарячого дуття на шляху від ПН до доменної печі визначалися за рекомендаціями роботи [13].

4. Результати дослідження та їх обговорення

Розрахунки спалювання палива (табл. 1) показали, що при опаленні ПН доменним газом (ДГ) температура під куполом є низькою і складає 1168 °С (варіант 2). Температура під куполом 1350 °С досягається за рахунок опалення ПН природно-доменною сумішшю (ПДС) з вмістом природного газу 5,55 % (варіанти 1 і 3).

теплоти згоряння ПДС до 4782 кДж/м³ – 1190 °С (варіант 1). Необхідність збільшення витрати дуття до 3500 м³/хв (варіант 3) потребує збільшення теплової потужності ПН до максимально можливої.

При цьому температури нагріву дуття зменшується до 1160 °С.

Температура гарячого дуття, в основному, залежить від загальної площі поверхні теплообміну насадки ПН. При аналізі параметрів експлуатації комплексу «блок ПН-доменна піч» використовують поняття питомої поверхні нагріву, коли загальна поверхня нагріву ПН відноситься до об'єму печі ($\text{м}^2/\text{м}^3$). За нормами УКРДІПРОМЕЗу [14] це значення при використанні насадки з каналами 30 мм складає $105 \text{ м}^2/\text{м}^3$. Для блоку ПН, які розглядаються в даній роботі, питома поверхня нагріву дорівнює $93,5 \text{ м}^2/\text{м}^3$.

Для доменних печей того ж об'єму, що експлуатуються при різних значеннях інтенсивності доменної плавки, доцільно загальну поверхню нагріву ПН відносити до витрат дуття, що нагрівається [3]. В цьому випадку нормоване значення питомої поверхні нагрівання складе $52,5 \text{ м}^2/(\text{хв} \cdot \text{м}^3)$, а для варіантів 1 та 2 – $55,6 \text{ м}^2/(\text{хв} \cdot \text{м}^3)$. При збільшенні витрат дуття до $3500 \text{ м}^3/\text{хв}$ питома поверхня

нагріву зменшується до $50,5 \text{ м}^2/(\text{хв} \cdot \text{м}^3)$, що і є основною причиною зниження температури гарячого дуття.

Також в роботі було виконано розрахунки параметрів експлуатації металевого пальника ПН продуктивністю $48000 \text{ м}^3/\text{год}$ для визначення наявності пульсаційного горіння. Для цього розраховували швидкість газу, повітря і газоповітряної суміші в пальнику, а також питома теплове навантаження, яке визначається як відношення загальної теплової потужності ПН до площі горизонтального перетину його камери згоряння. За даними [3], відсутність пульсаційного горіння проявляється при умовах коли питома теплове навантаження менше $10 \text{ МВт}/\text{м}^2$, а швидкість газу, повітря і газоповітряної суміші приблизно однакові. Результати розрахунків параметрів пальника наведені в табл. 2, з якої видно, що зазначені швидкості для варіантів 1-3 мало відрізняються, а питома теплове навантаження не перевищує $10 \text{ МВт}/\text{м}^2$.

Таблиця 2. Результати розрахунків параметрів пальника

Номер варіанта	Швидкість палива, м/с	Швидкість повітря, м/с	Швидкість суміші, м/с	Питома теплове навантаження, $\text{МВт}/\text{м}^2$
1	13,61	22,4	17,17	5,5
2	18,52	17,12	17,95	4,8
3	16,64	26,54	20,65	6,7

Виконано розрахунки втрат тиску по тракту холодного дуття (від турбоповітродувки до ПН), а також по тракту гарячого дуття (від ПН до фурм доменної печі) для випадку, коли повітрянагрівач,

який знаходиться в режимі нагрівання, розміщений на найбільшій відстані від доменної печі. Розрахунки виконано для умов опалення ПН при одно-доменною сумішшю (варіанти 1 і 3).

Таблиця 3. Результати розрахунку втрат тиску в повітропроводах холодного і гарячого дуття

Параметр	Номер варіанта	
	1	3
Температура повітря після стиснення на вході в повітропровід холодного дуття, °С	174	176
Температура холодного дуття на вході в ПН, °С	150	150
Втрати тиску у повітропроводі холодного дуття, Па	2956	6397
Втрати тиску у ПН, Па	3640	5511
Втрати тиску в повітропроводі гарячого дуття на ділянці 1 (від ПН до входу у прямий повітропровід гарячого дуття), Па	5052	7113
Втрати тиску в повітропроводі гарячого дуття на ділянці 2 (від входу у прямий повітропровід гарячого дуття до кільцевого повітропроводу), Па	1605	2219
Кільцевий повітропровід і фурми доменної печі, Па	2086	2933
Загальні втрати тиску в повітропроводах холодного і гарячого дуття, Па	17041	24173
Необхідний тиск повітря перед входом у повітропровід холодного дуття, Па	399523	406633

Газодинамічні розрахунки повітропроводів холодного та гарячого дуття виконували за рекомендаціями роботи [13]. Результати цих розрахунків наведені в таблиці 3, з якої видно, що при збільшенні витрат дуття значно зростають втрати його тиску. Для варіанту 1, коли нагріваються $2950 \text{ м}^3/\text{хв}$ дуття, втрати тиску складають 17041 Па , а необхідний тиск після турбоповітродувки – 399523 Па . При збільшенні витрат дуття до $3500 \text{ м}^3/\text{хв}$ (варіант 3) втрати тиску збільшуються в 1,4 рази до

24173 Па , а необхідний тиск холодного дуття – до 406633 Па .

Виконано розрахунки втрат температури гарячого дуття по довжині його тракту. Розрахункова температура гарячого дуття, що подається в доменну піч відрізняється від температури на виході із ПН, так як існують втрати теплоти, які залежать від довжини тракту гарячого дуття. Всю довжину тракту умовно ділили на дві ділянки.

Ділянка через яку не весь час циркулює дуття працює в нестационарному режимі. В період коли дуття не проходить через цю ділянку, кожух повітропроводу втрачає теплоту у довкілля, що призводить до зниження температури футерівки повітропроводу гарячого дуття. Коли через цю ділянку подається гаряче дуття, то частина його теплоти витрачається на нагрівання футерівки повітропроводу, що викликає зниження температури дуття на цій ділянці.

Друга ділянка відрізняється тим, що через неї весь час здійснюється подача гарячого дуття. Вона працює в стаціонарному режимі. На цій ділянці зниження температури дуття буде значно меншим та пов'язано тільки з процесом стаціонарних втрат теплоти в навколишнє середовище теплопровідністю.

Результати розрахунків наведені в табл. 4, з якої видно, що зменшення температури гарячого дуття на шляху від ПН до фурм доменної печі складає 20,8 °С для варіанта 1 та 17,7 °С – для варіанту 3.

Таблиця 4. Зниження температури гарячого дуття для 1 та 3 варіантів роботи повітронагрівачів

Параметр	Номер варіанту	
	1	3
Ділянка, що працює в нестационарному режимі:		
– температура гарячого дуття на початку ділянки, °С	1190	1160
– температура гарячого дуття в кінці ділянки, °С	1174	1146
– зниження температури дуття на 1 м довжини ділянки, °С/м	0,606	0,515
– зниження температури дуття на ділянці, °С	16	14
Ділянка, що працює в стаціонарному режимі:		
– температура гарячого дуття на початку ділянки, м	1174	1146
– температура гарячого дуття в кінці ділянки, °С	1169	1142
– зниження температури дуття на 1 м довжини ділянки, °С/м	0,12	0,103
– зниження температури дуття на ділянці, °С	5	4
Зниження температури дуття на 1 м повітропроводу гарячого дуття, °С/м	0,313	0,266
Загальне зниження температури дуття в повітропроводі гарячого дуття, °С	21	18
Температура гарячого дуття біля кільцевого повітропроводу доменної печі, °С	1169	1142

Для визначення необхідного тиску повітря і газу перед пальником, а також тяги димаря виконано газодинамічні розрахунки при русі димових газів через ПН і димовий тракт. Результати розрахунків наведено в таблиці 5. З таблиці видно, що

максимальні втрати тиску димових газів мають місце в насадці повітронагрівача і при збільшенні витрат дуття з 2950 до 3500 м³/хв вони збільшуються з 1607 до 2977 Па.

Таблиця 5. Результати газодинамічного розрахунку повітронагрівачів

Параметр	Номер варіанту	
	1	3
Втрати тиску в пальнику по газовому тракту, Па	326	465,3
Втрати тиску в пальнику по повітряному тракту, Па	400	594
Втрати тиску в камері горіння і підкупольному просторі, Па	– 296	– 248
Втрати тиску в насадці повітронагрівача, Па	1607	2977
Втрати тиску в димових патрубках повітронагрівача, Па	816	1173
Втрати тиску в димовому боріві, Па	170	245,6
Тяга димової труби, Па	– 300	– 283
Тиск газу перед пальником, Па	3823	5830
Тиск повітря перед пальником, Па	3897	5958

Димар практично не впливає на створення умов для евакуації димових газів. При висоті димаря 60 м для варіанту 1 його ефективна тяга складає 300 Па, а загальні втрати тиску димових газів складають 2723 Па з урахуванням тяги димаря. Димові гази евакууються в основному за рахунок тиску газу і вентиляторного повітря. При цьому розрахункове значення тиску компонентів спалення повинно

бути на 1500-1600 Па більше загальних втрат тиску димових газів з урахуванням часткового заправлення каналів насадки та унеможливлення явища пульсаційного горіння газу.

Існуючі пальники забезпечують максимальний тиск повітря 3000-3500 Па. Для підвищення тиску повітря до необхідних значень 5958 Па (варіант 3) рекомендується використовувати централізовану

подачу повітря одним потужним вентилятором. Забезпечення тиску доменного газу до 6000 Па зазвичай не викликає труднощів.

Висновки

1. Теплота згоряння доменного газу недостатня для нагрівання дуття до високої температури. При теплоті згоряння доменного газу 3085 кДж/м³ температура під куполом складає 1168 °С, а дуття – 1037 °С. Для забезпечення температури під куполом 1350 °С необхідно доменний газ збагачувати природним до домісту природного газу в природно-доменній суміші 5,55 %.

2. При збільшенні витрати дуття з 2950 до 3500 м³/хв необхідно підвищувати теплову потужність повітрянагрівачів до максимально можливих значень. При цьому температура гарячого дуття зменшується на 30 °С (з 1190 до 1160 °С).

3. Різниця між температурами під куполом і гарячого дуття характеризує інтенсивність теплообміну в насадці повітрянагрівачів. При збільшенні витрат дуття з 2950 до 3500 м³/хв і при температурі під куполом 1350 °С ця різниця відповідно складає 160 і 190 °С.

4. При аналізі параметрів експлуатації комплексу «ПН - доменна піч» використовують поняття питомої поверхні нагрівання, коли величина загальної поверхні нагрівання блоку повітрянагрівачів відноситься до величини об'єму доменної печі. Для насадки з каналами 30 мм питома поверхня нагрівання складає 105 м²/м³. Для доменних печей такого ж об'єму, які експлуатуються при різній інтенсивності доменного процесу доцільно загальну поверхню нагрівання повітрянагрівачів відносити до витрат дуття. При цьому норма питомої поверхні нагрівання складає 52,5 м²/(хв·м³). При збільшенні витрат дуття до 3500 м³/хвилину ця

питома поверхня нагрівання зменшується відповідно до 50,5 м²/(хв·м³), що і є основною причиною зниження температури дуття.

5. Умовою недопущення пульсації полум'я при горінні газу в камері спалювання ПН є приблизна рівність швидкостей газу, повітря і газоповітряної суміші у пальнику, з умов не перевищування величини питомого навантаження камери спалення 10 МВт/м². Для варіантів 1 і 3 ці умови наявні.

6. Розрахункова температура гарячого дуття, що подається в доменну піч, відрізняється від температури дуття на виході із повітрянагрівачів і залежить від довжини і виду футерівки тракту гарячого дуття, витрати і температури дуття. При збільшенні витрати дуття з 2950 до 3500 м³/хв зниження температури гарячого дуття незначно зменшується (з 21 до 18 °С).

7. Втрати тиску по трактам холодного і гарячого дуття значно впливають на необхідний тиск після турбоповітродувки при заданому значенні тиску гарячого дуття на фурмах доменної печі. Аналіз розрахунків показав, що для умов вибраної доменної печі існує обладнання, яке включає турбоповітродувку, тракти холодного і гарячого дуття і повітрянагрівачі з умовою їх модернізації, може бути використано при підвищенні інтенсивності доменного процесу, коли збільшуються витрати дуття.

8. При підвищенні витрати дуття необхідно збільшувати витрати газу, що призводить до підвищення витрати димових газів і втрат їх тиску. Існуючий димар мало впливає на умови евакуації димових газів із повітрянагрівачів. Ця функція, в основному, здійснюється за рахунок тиску компонентів спалення. Рекомендовано використання централізованої подачі повітря з використанням одного вентилятора високої продуктивності.

Перелік посилань

- Gantenberg M., Schaub E., Allmannsdörfer R., Münzer J. Comparison of different hot blast stove designs. Stahl und eisen. 2013. Vol. 133, No. 9. P. 33
- Zhang F., Li X., Hu Z. Research on high efficiency energy conversion technology for modern hot blast stove. Energy Technology 2018: Carbon Dioxide Management And Other Technologies. 2018. P. 133-152. http://doi.org/10.1007/978-3-319-72362-4_12
- Грес Л. П., Карпенко С. А., Мазов С. В. Повышение энергоэффективности нагрева доменного дутья. Металлургическая и горнорудная промышленность. 2012. № 7. С. 19-20
- Патент на корисну модель № 38746, Україна, С 21 В 9/10. Насадка доменного повітрянагрівача. Опубл. 12.01.2009. Бюл. № 1.
- Zhang Q., Tang Y. Numerical study of the influence of regenerator structure on the performance of hot blast stoves. Metal. 2024. Vol. 14. No. 8, 869. <http://doi.org/10.3390/met14080869>
- Патент 61274, Україні, С 21 В 9/10. Повітрянагрівач доменної печі. Опубл. 17.07.2011. Бюл. № 13.
- Патент 77201, Україні, С 21 В 9/02. Спосіб реконструкції повітрянагрівачів з вбудованою камерою горіння. Опубл. 15.11.2006. Бюл. № 11.
- Qi F., Liu Z., Yao C., Li B. Numerical study and structural optimization of a top combustion hot blast stove. Advances in Mechanical Engineering. 2015. Vol. 7. No. 2. <http://doi.org/10.1155/2014/709675>
- Zhang, Q., Chen, L., Ma, X., Zhao, C. Numerical study of combustion and air supply characteristics and structural optimization of top combustion hot blast stoves. ISIJ International. 2021. Vol. 61, No. 1. P. 62-70. <http://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2020-119>
- Товаровский И. Г. Нормативна оцінка впливу параметрів доменної плавки на витрати коксу та продуктивність. Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2014. Вип. 28. С. 117-131.
- Повышение энергоэффективности нагрева доменного дутья: монография/ Л. П. Грес и др. Дніпро, 2021. 612 с
- Грес Л. П., Карпенко С. А., Миленина А. Е. Теплообменники доменных печей : монография. Днепропетровск : Пороги, 2012. 491 с.

13. Металлургические печи. Теория и расчеты. В 2-х т. Т. 2 / Под общ. ред. В. И. Тимошпольского и В. И. Губинского. – Минск : Беларус. наука. 2007. 832 с.
14. Нормы технологического проектирования доменных цехов : ОНТТУ 1-1-94.- Днепропетровск, УкрГипромет, 1994. 45 с.

References

1. Gantenberg, M., Schaub, E., Allmannsdörfer, R., & Münzer, J. (2013). Comparison of different hot blast stove designs. *Stahl und Eisen*, 133 (9), 33
2. Zhang, F., Li, X., & Hu, Z. (2018). Research on high efficiency energy conversion technology for modern hot blast stove. *Energy Technology 2018: Carbon Dioxide Management And Other Technologies*, 133-152. http://doi.org/10.1007/978-3-319-72362-4_12
3. Gres, L. P., Karpenko, S. A., & Mazov, S. V. (2012). Povyshenie energoeffektivnosti nagreva domennogo dutia. *Metallurgicheskaia i Gornorudnaia Promyshlennost* (7), 19-20
4. Patent No. 38746, Ukraine, C 21 B 9/10. (2009). *Nasadka domennoho povitronahrivacha*. Bul. No. 1
5. Zhang, Q., & Tang, Y. (2024). Numerical study of the influence of regenerator structure on the performance of hot blast stoves. *Metal*, 14 (8), 869 <http://doi.org/10.3390/met14080869>
6. Patent No. 61274, Ukraine, C 21 B 9/10. (2011). *Povitronahrivach domennoi pechi*. Bul. No.13
7. Patent No. 77201, Ukraine, C 21 B 9/02. (2006). *Sposib rekonstruksii povitronahrivachiv z vbudovanoiu kameroiu horinnia*. Bul. No. 11
8. Qi, F., Liu, Z., Yao, C., & Li, B. (2015). Numerical study and structural optimization of a top combustion hot blast stove. *Advances in Mechanical Engineering*, 7 (2). <http://doi.org/10.1155/2014/709675>
9. Zhang, Q., Chen, L., Ma, X., & Zhao, C. (2021). Numerical study of combustion and air supply characteristics and structural optimization of top combustion hot blast stoves. *ISIJ International*, 61 (1), 62-70. <http://doi.org/10.2355/isi-jinternational.ISIJINT-2020-119>
10. Tovarovskyi, I. H. (2014). Normatyvna otsinka vplyvy parametriv domennoi plavky na vytraty kosu ta produktyvnist. *Fundamentalni ta Prykladni Problemy Chornoj Metalurhii*, 28, 117-131
11. Gres, L. P. (2021). *Povyshenie energoeffektivnosti nagreva domennogo dutia*. Dnipro
12. Gres, L. P., Karpenko, S. A., & Milenina, A. E. (2012). *Teploobmenniki domennykh pechei*. Dnepropetrovsk: Porogi
13. Timoshpolskii, V. I. & Gubinskii, V. I. (Eds.) (2007). *Metallurgicheskie pechi. Teoriia i raschety*. Vol. 2. Minsk: Belarus. nauka
14. *Normy tekhnologicheskogo proektirovaniia domennykh tcekhov. ONTTU 1-1-94.* (1994). Dnepropetrovsk, UkrGipromet

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 11.06.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Камкіна Л.В., Смірнов О.М., Шарандін К.М., Рябий Д.В.

Розвиток «пасивної» системи відсікання кінцевого конвертерного шлаку та розробка функціональних стопорів

Kamkina L.V., Smirnov O.M., Sharandin K.M., Ryabiy D.V.

Development of a “passive” cut-off system of final bof slag and produced of functional stoppers

Одним з головних інструментаріїв для підвищення якості металопродукції, що виробляється, є операції з виявлення та відсікання шлаку в ході технологічного переливу металу з конвертера в ківш. За оцінками різних дослідників та практичного досвіду, кількість шлаку, що потрапляє в ківш, при випуску сталі з конвертера розподіляється наступним чином (без використання технології / пристроїв відсікання шлаку): до 25% - на початку випуску плавки, до 60% - в кінці випуску плавки і до 15% - при поверненні конвертера до робочого положення. На сьогоднішній день існують дві принципові схеми відсікання конвертерного шлаку: автоматична (активна) та «пасивна». До основних автоматичних схем відноситься газодинамічна система відсікання та система типу «шиберний затвор». Доступною та ефективною альтернативою є схема «пасивного» відсікання первинного та вторинного конвертерного шлаку, з використанням функціональних вогнетривких виробів. На промисловому майданчику компанії ТОВ «ГІР-Інжиніринг» спільно з ФТІМС НАН України розроблено «пасивну» схему комплексного відсікання конвертерного шлаку. Вона включає дві системи, первинна відсікання пластичним стопором типу «тампон» і вторинна відсікання вогнетривким стопором типу «куля» / «дротик». Обидві системи працюють із ручними аплікаторами, що мінімізує капітальні витрати на їх впровадження у виробничий ланцюг. В період з липня 2020 до вересня 2020 р. проведено успішні дослідні та дослідно-промислові випробування стопорів первинного відсікання шлаку марок «GIR-TAMP-150-DMK» ККЦ ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ» (м. Кам'янське, Україна) у складі двох 250 тн конвертерів. Середній показник рефосфорації металу з використанням розроблених виробів було знижено на 20%. У період 2021-2024 років, в умовах комбінату ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ» проведено успішні промислові випробування розробленої комплексної системи відсікання конвертерного шлаку. Сумарний економічний ефект від впровадження становив $\approx 1,2$ USD/тн сталі.

Ключові слова: конвертер, шлак, первинне відсікання, вторинне відсікання, стопор, тампон.

One of the main tools for improving the quality of produced metal products is operations to detect and cut-off slag during the technological metal transfer from BOF to the ladle. According to estimates from various researchers and practical experience, the amount of slag entering the ladle during the tapping is distributed as follows: up to 25% - at the beginning, up to 60% - at the end of the tapping and up to 15% - when the converter returns to its working position. Today, there are two basic schemes for cutting off converter slag: automatic (“active”) and “passive”. The main automatic schemes include a “gas-dynamic” cut-off system and a “slide gate” type system. An affordable and effective alternative is the scheme of “passive”, primary and secondary BOF slag cut-off system, using functional refractory devices. At the industrial facilities of GIR-Engineering LLC, together with PTIMA NAS of Ukraine, has developed a “passive” scheme for the complex BOF slag cut-off system. It includes two systems, primary cut-off with a plastic “tampon” type stopper and secondary cut-off with the refractory “ball” / “dart” type stopper. Both systems work with manual applicators, which minimizes the capital costs of introducing them into the production chain. During the period from July 2020 to September 2020, successful experimental and pilot-industrial tests of primary cut-off slag stoppers “tampon” type, “GIR-TAMP-150-DMK” brand, were carried out in steelmaking shop of PrJSC “KAMET-STAL” (Kamianske, Ukraine) consisting of two 250-ton capacity BOF units. The average rephosphorization rate using the developed products was reduced by 20%. During 2021-2024 years, at the PrJSC “KAMET-STAL” plant, successful industrial tests of the developed complex BOF slag cut-off system were carried out. The total economic effect from implementation was ≈ 1.2 USD per ton of steel.

Key words: bof, slag, primary cut-off system, secondary cut-off system, stopper, tampon.

Сучасна, провідна тенденція в металургійній галузі це зростаючий попит на так звані «чисті» сталі та розширення спеціального сортаменту продукції, що випускається. В таких умовах процеси виробництва на всіх технологічних переділах потребують подальшого дослідження і оптимізації [1, 2].

Однією з важливих завдань, що вимагають вирішення в умовах сучасного конвертерного цеху, є скорочення кількості кінцевого технологічного шлаку, що потрапляє в ківш під час випуску рідкого металу з плавильного агрегату. В першу чергу це

виявлення та відсікання шлакового розплаву в ході технологічного переливу [2, 3].

За оцінками різних дослідників і практичного досвіду, кількість шлаку, що потрапляє в ківш, під час випуску сталі з конвертера розподіляється наступним чином (без використання технології/пристроїв відсікання шлаку): до 25% - на початку випуску, до 60% - в кінці випуску і до 15% - під час повернення конвертера у робоче положення.

Схему випуску плавки та етапів потрапляння шлаку через лютку до ківша наведено на рис. 1.



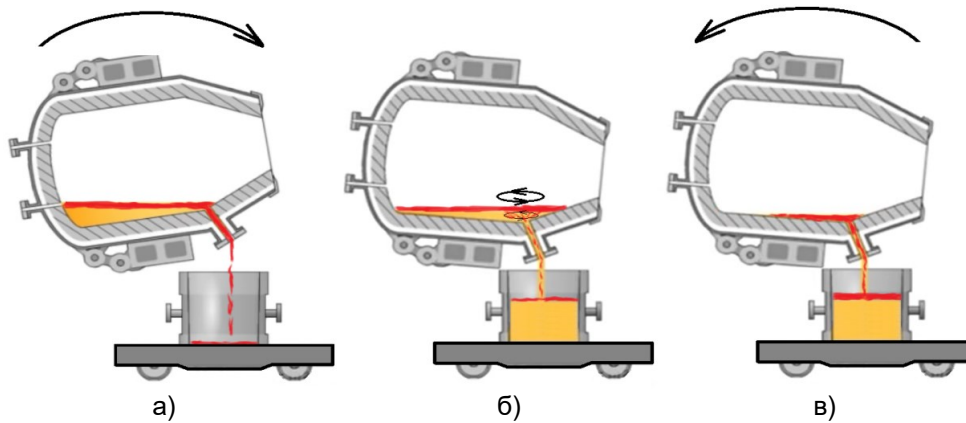


Рисунок 1. Схематичне зображення випуску плавки з конвертера та етапи потрапляння шлаку до сталерозливного ківша: а) початок випуску, б) кінець випуску (формування вікнини), в) повертання («підйом») конвертера в робоче положення.

На сьогоднішній день існують декілька основних методів автоматичного визначення проникнення шлаку в струмінь металу: електромагнітний, вібраційний та інфрачервоний [4-9].

При використанні автоматичних систем раннього виявлення шлаку при зливів металу з конвертера відсікання шлаку як правило організують за допомогою спеціальних пристроїв – «заглушок».

Прикладом такого пристрою може бути "газодинамічна" система відсікання шлаку та система типу «шиберний» затвор [10].

Альтернативою для автоматичних методів/систем відсікання шлаку, що передбачають відповідне обладнання, на практиці широкое застосування отримали так звані, "пасивні" методи первинного та вторинного відсікання шлаку. Дія таких методів

заснована на прояві певних фізичних ефектів та властивостей функціональних елементів, тобто шлаковідсічних стопорів [11-13].

Фізичне моделювання дозволяє візуалізувати та кількісно оцінити більшість фізичних процесів, що супроводжують процес відсікання шлаку [14, 15].

Для оцінки гідродинаміки рідкої шлакометалевої ванни конвертера на етапі випуску плавки, а також вивчення процесів які супроводжують первинне і вторинне відсікання кінцевого шлаку за допомогою функціональних елементів було створено фізичну модель конвертера.

Масштаб моделі 1:6 по відношенню до типових геометричних розмірів 160 тн агрегату.

Лабораторна установка фізичної моделі конвертера представлена на рисунку 2.



Рисунок 2. Загальний вигляд установки фізичної моделі конвертера в масштабі 1:6: 1 – корпус моделі із прозорого оргскла; 2 – льютка (сталевипускний канал); 3 – опорні цапфи; 4 – перекладки жорсткості; 5 – опорна вісь; 6 – вертикальні опори; 7 – днище; 8 – електромеханічний привід нахилу моделі конвертера.

На першому етапі моделювання досліджували характер руху потоків шлакометалевої ванни в процесі випуску плавки.

На рисунку 3 показано зміну гідродинамічної

картини вилливу плавки через сталевипускний канал льотки конвертера у часі без використання систем відсікання шлаку – вільний виллив.

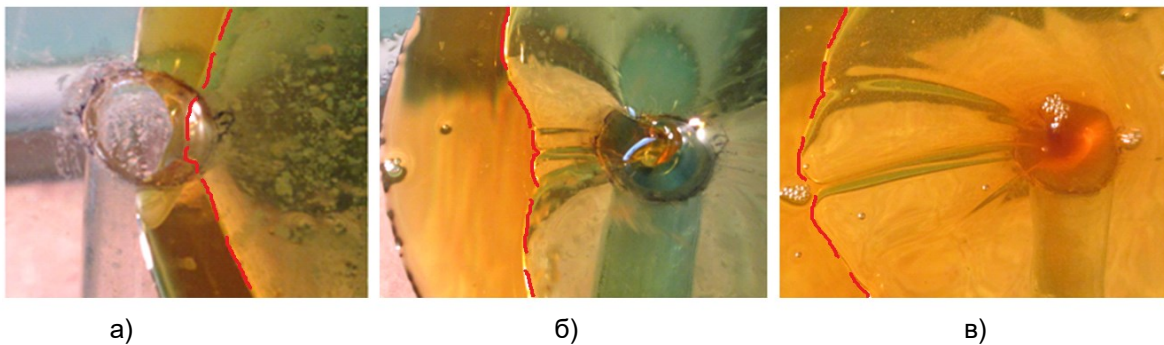


Рисунок 3. Кінограма нахилу конвертера до випуску і відповідно вилливу рідкої ванни через сталевипускний канал льотки конвертера (фізичне моделювання – вільний виллив): а) 1 сек. вилливу, б) 20 сек. вилливу, в) 25 сек. вилливу; червоний контур – межа розділу фаз шлак/метал.

Встановлено, що на 1-ій секунди (рис. 3, а) спостерігається випереджаюче потрапляння шлаку до каналу за рахунок «набігання» шлаку перед металом – первинний кінцевий шлак. Наприкінці моделювання випуску 20-ій – 25-ій секундах (рис. 3. б), в) видна чітка динаміка формування і розвитку вихору металу з затягуванням шлаку у часі.

Для запобігання потрапляння першої порції

шлаку (випереджаюче «набігання») до сталевипускного каналу встановлювали пластичну пробку у вигляді циліндричного стопору – «тампону».

На рисунку 4 показано сталу гідродинамічну картину перед початком вилливу плавки через сталевипускний канал льотки конвертера при використанні пластичного стопору – відтермінований виллив.

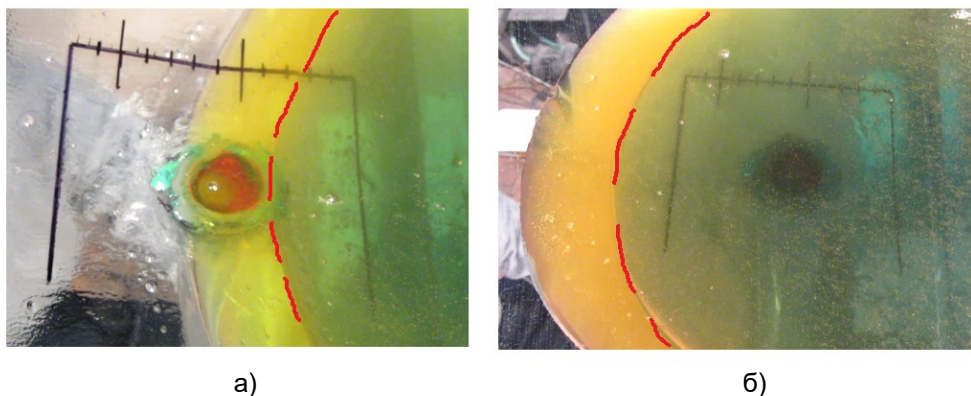


Рисунок 4. Кінограма нахилу конвертера до випуску і відповідна затримка вилливу рідкої ванни через сталевипускний канал льотки конвертера (фізичне моделювання – пластичний стопор первинного відсікання): а) 1 сек. вилливу, б) 5 сек. вилливу; червоний контур – межа розділу фаз шлак/метал.

Стопор закупорював льотку на деякий час припиняючи виллив, а шлак, що потрапив до каналу спливав догори за рахунок різниці у щільності з металом.

Встановлено, що використання пластичної пробки у вигляді циліндричного «тампону» забезпечую майже 98 % відсікання первинного шлаку що «набігає» перед металом при нахилі конвертера на першій хвилині випуску. А за рахунок правильно підбраною шихтовки матеріалу, «тампон» швидко руйнується виконав свою функцію та не затримує технологічну операцію вилливу.

На наступній стадії використовували методи високотемпературного фізичного моделювання на печі Таммана. Так, для аналізу існуючих зразків

(імпортного виробництва) та розробки вітчизняних аналогів пластичних виробів – стопорів первинного відсікання розроблено оригінальну методику яка включала 2 основні етапи.

Спершу аналізували еталонні зразки пластичних матеріалів стопорів європейських виробників. За результатами хімічного аналізу підбиралася близька шихтовка на основі доступної вітчизняної сировини.

На рисунку 5 представлений зовнішній вигляд лабораторних зразків пластичного матеріалу для стопорів типу «тампон». В таблиці 1 наведено основні фізико-хімічні показники матеріалів лабораторних зразків.

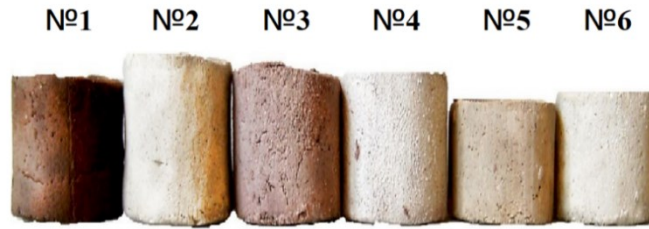


Рисунок 5. Зовнішній вигляд зразків пластичних матеріалів що досліджувались: де зразки №1, №3 – імпортного виробництва («еталонні»); №2, №4-№6 – розроблені склади – аналоги.

Таблиця 1. Фізико-хімічні показники пластичного матеріалу стопора; порівняльні зразки.

№ зразка	Хімічний склад**, %					в.п.п., %	Вологість, W, %
	Al ₂ O ₃	CaO	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	C		
1*	31,3	2,3	3,52	54,4	7	16,8	26,3
2	32,7	3	2,7	55,2	5	12,6	25,5
3*	25,1	4,5	4,5	57,1	6	16,7	25,7
4	31,6	3,4	4,2	52,5	6	13,2	27,9
5	34,5	2,5	3,6	50,6	7,5	17,5	25,1
6	35,2	1,8	3,2	50,5	7	16,7	27,3

* - «еталонні» зразки імпортного виробника (Німеччина).

** - хімічний склад на прожарену речовину.

В якості визначального параметру пластичного матеріалу обрано показник «в.п.п., %» (за температури 1150 °С). Цей параметр відповідає водночас за герметизацію сталевипускного каналу до початку виливи та за механічну міцність «пробки» проти феростатичного тиску стовпа металу. Також, від

показника «в.п.п., %» напряду залежить його уявна щільність та відкрита поруватість після спікання.

У якості прикладу на рисунку 6 показано зовнішній вигляд лабораторних зразків пластичного матеріалу стопора після прожарювання при 1150 °С.

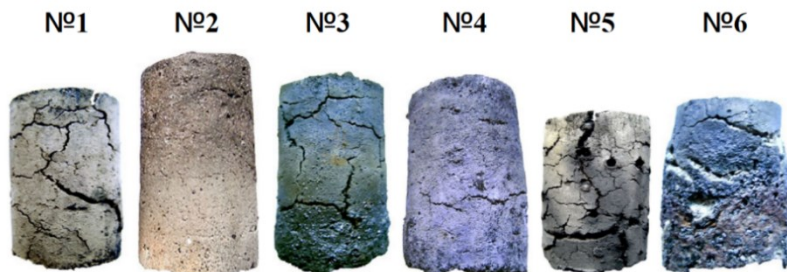


Рисунок 6. Зовнішній вигляд лабораторних зразків пластичного матеріалу стопора після прожарювання при 1150 °С, де зразки №1, №3 – імпортного виробництва («еталонні»); №2, №4-№6 – розроблені склади – аналоги.

Отримано емпіричні залежності відкритої поруватості та механічної міцності пластичного вогнетривкого матеріалу від вмісту вільного С (вуглецю) у шихтовці та показника «в.п.п.,%» (після прожарювання при 1150 °С).

Як видно з рисунку 6 з огляду на таблицю 1 чим більше вміст вільного С (вуглецю) в матеріалі та показник «в.п.п.,%» тим більша відкрита поруватість в спеченому зразку та обернено пропорційна величина механічної міцності.

В промислову розробку в якості основного компоненту функціонального виробу було взято зразок

пластичної маси під номером 5, та присвоєно марку «GIR-TAMP-DMK».

Методи вторинного відсікання шлаку наприкінці випуску плавки досліджували з використанням фізичного (холодного) моделювання. У якості функціональних виробів «поплавкового» типу обрано дві найбільш поширені і прості в використанні конструкції: стопор – «куля», та стопор – «дротик».

На рисунку 7 представлена схема третього модельного етапу вторинного відсікання кінцевого шлаку.

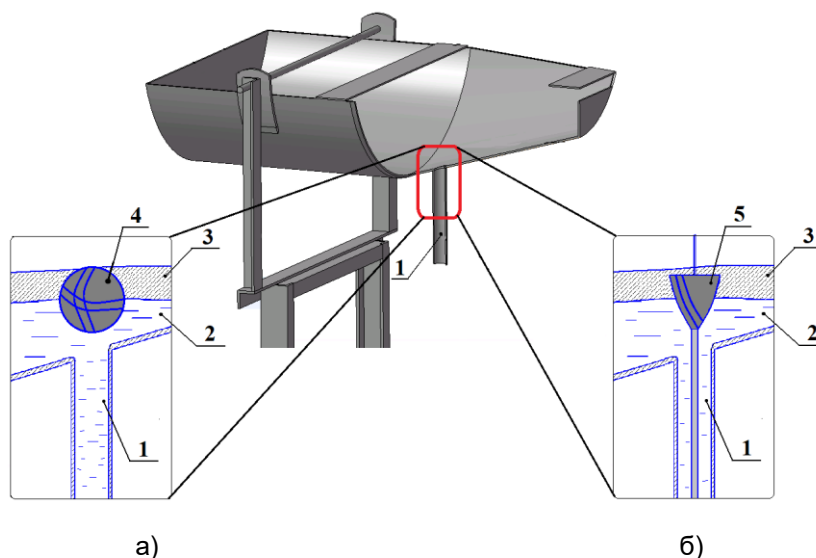


Рисунок 7. Схематичне зображення третього модельного етапу вторинного відсікання кінцевого шлаку з використанням штучних функціональних виробів: а) стопор типу «куля», б) стопор типу «дротик»; 1- сталевипускний канал, 2 – рідкий метал, 3 – рідкий шлак, 4 – «куля», 5 – «дротик».

Обидві моделі виготовлялись з пластиліну і пінополістиролу за для досягнення заданої щільності. Уявна щільність моделей підбиралася як середнє значення між металом та шлаком (між водою і трансформаторним маслом).

Моделі стопорів вводили наприкінці випуску, у останній третині виливу, в той час як починали спостерігати вихор у зоні сталевипускного отвору.

Для гасіння вихору і затягування шлаку

стопорам надавали спеціальну конфігурацію. Тіло стопора мало зміщений центр тяжіння, а на його поверхні було сформовано декілька борозн. Така конфігурація додатково забезпечує стікання залишків рідкого металу по борознам стопору з конвертера у ківш у разі передчасного блокування лютки.

На рисунку 8 в якості прикладу представлено кінограму процесу моделювання відсікання стопором типу «дротик».

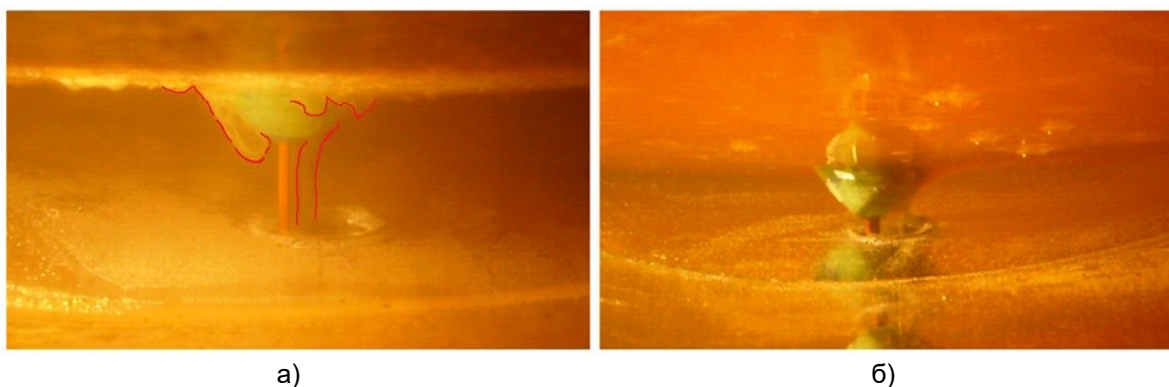


Рисунок 8. Кінограма процесу вторинного відсікання шлаку на моделі конвертера: а) момент подачі стопору типу «дротик» - вихор навколо головки стопору (червоний контур), б) кінець виливу металу – вихор навколо головки відсутній.

Так, на рисунку 8 а) наведено початковий етап відсікання, а саме момент подачі стопору типу «куля» у останній 1/3 часу виливу. Видно турбулентний вихор навколо голівки стопору і часткове затягування покривного шлаку до сталевипускного каналу. Порції шлаку, що затягується виділено червоним контуром. На рисунку 8 б) показано заключний етап відсікання. З рисунка видно, що характер витікання останніх порцій металу є стаціонарним, ламінарним. Вихор і затягування шлаку до

сталевипускного отвору відсутні.

Встановлено, що правильно підібрані конструктивні і фізичні властивості стопору забезпечують не тільки відділення покривного кінцевого шлаку а мінімізують турбулентне, вихороподібне затягування шлаку в процесі виливу плавки у ківш.

За аналогічною методикою проводили моделювання відсікання шлаку з використанням стопорів типу «куля». Спостерігалися аналогічні закономірності.

За результатами фізичного моделювання і аналізу промислових даних фізико-хімічного складу кінцевих шлаків на вітчизняних підприємствах в промислову розробку взято 2-а види стопорів вторинного відсікання шлаку типу «куля» марки «GIR-Ballstop-KS» і типу «дротик» марки «GIR-Dart-AMKR».

Компанією ТОВ «ГІР-Інжиніринг» разом з Фізико-технологічним інститутом металів та сплавів НАН України розроблено комплексну промислову систему яка включає в себе первинне та вторинне відсікання кінцевого конвертерного шлаку.

На промисловому майданчику компанії ТОВ «Гір-Інжиніринг» (м. Дніпро) в період з вересня

2023 р. до жовтня 2023 р. вироблено дослідно-промислові партії стопорів первинного відсікання шлаку типу «тампон» марки «GIR-TAMP-DMK-150» в кількості 100 шт., та стопорів вторинного відсікання шлаку типу «куля» марки «GIR-Ballstop-KS» в кількості 100 шт. (50 шт. Ø 250 мм та 50 шт. Ø 220 мм).

На рисунку 9 наведено схематичний та зовнішній вигляд пластичного стопору типу «тампон» марки «GIR-TAMP-DMK-150».

На рисунку 10 наведено схематичний та загальний вид стопору типу «куля» марки «GIR-Ballstop-KS-250» вторинного відсікання кінцевого шлаку.

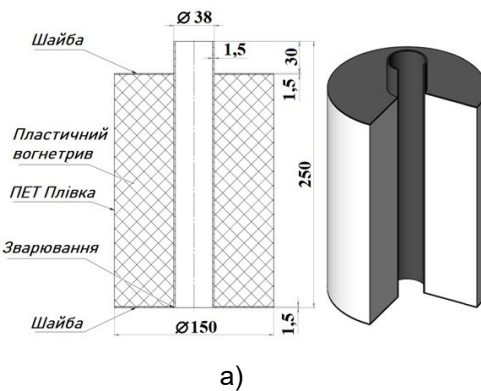


Рисунок 9. Пластичний стопор первинного відсікання конвертерного шлаку марки «GIR-TAMP-150-DMK» ЧАО «КАМЕТ-СТАЛЬ»: а) схематичне зображення (креслення), б) зовнішній вигляд.

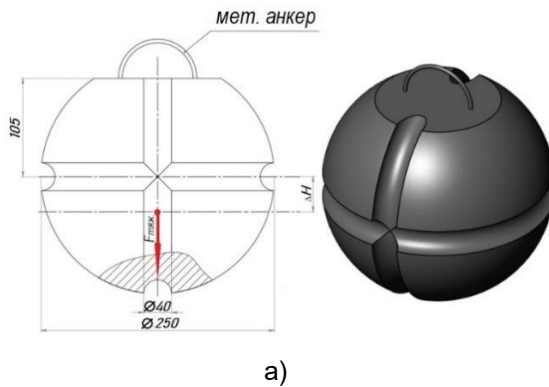


Рисунок 10. Стопор вторинного відсікання конвертерного шлаку марки «GIR-Ballstop-KS-250» ЧАО «КАМЕТ-СТАЛЬ»: а) схематичне зображення (креслення), б) зовнішній вигляд (пакування).

Партії зроблені в адрес ПрАТ «Камет-Сталь» для 250 тн конвертерів. Також розроблені і поставлені ручні механічні аплікатори/маніпулятори для доставки функціональних виробів до сталевипускного каналу і порожнини конвертеру.

Система первинного відсікання кінцевого конвертерного шлаку виробництва ТОВ «ГІР-Інжиніринг» з використанням пластичного стопора типу «тампон» марки «GIR-TAMP-DMK-150» та ручного, механічного аплікатора/маніпулятора типу «штанга» марки «GIR-MAN-KS» представлена на рисунку 11.

Так, після шихтовки конвертера, за допомогою ручного маніпулятора типу «штанга» (рисунку 11. поз. 1) в сталевипускний канал льотки (рисунку 11.

поз. 2) встановлюють стопор (рисунку 11. поз 3). Стопор складається з несучої трубки з опорним нерухливим нижнім торцевим і притискним рухливим верхнім фланцями, між якими розміщена пластична вогнетривка «пробка» на основі алюмосилікатів, що містять легкоплавкі й тугоплавкі компоненти. Легкоплавкі й тугоплавкі компоненти в алюмосилікатах узяті в кількості, що забезпечує їх наступне співвідношення (0,15-0,24):(0,85-0,76), відповідно, при цьому легкоплавкі компоненти узяті фракцією 0-1 мм, а щонайменше 20 % від загальної кількості тугоплавких компонентів узяті фракцією 3,1-4 мм [16].

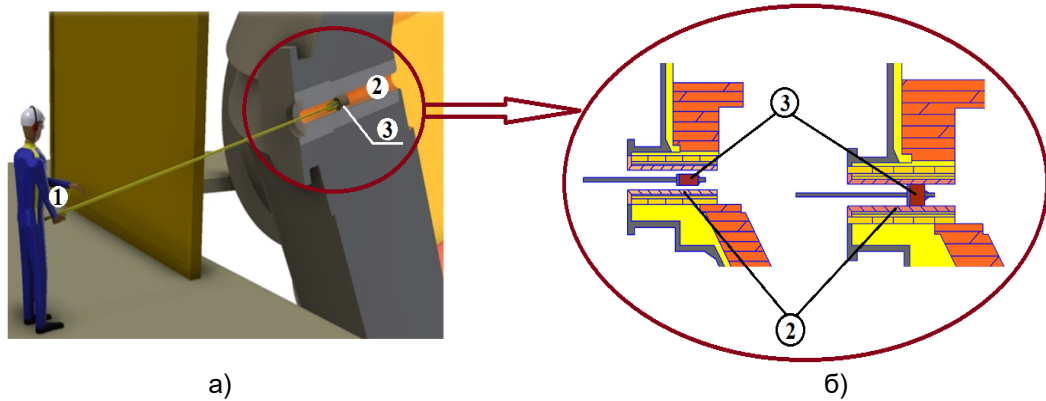


Рисунок 11. Загальний вигляд а) та схематичний вигляд б) системи первинного відсікання кінцевого конвертерного шлаку: 1 – механічний аплікатор (маніпулятор) з ручним приводом для встановлення пластичного стопора у лютку, 2 – сталерозливний канал (лютка), 3 – функціональний пластичний стопор типу «тампон».

Далі пробку механічно розширюють у радіальному напрямку назовні до повного перекриття сталевипускного отвору в місці установавання стопора.

Для випуску плавки конвертер нахиляють у бік зливу. До цього часу матеріал пробки вже спікається й щільно закупорює лютку. Спечена в лютці вогнетривка маса перешкоджає влученню в неї шлаку під час продувки розплаву в конвертері, особливо при збільшенні об'єму газорідної емульсії. При нахилі конвертера відбувається затримка випуску на 7-15 секунд. За цей час над сталевипускним отвором перебуває метал, а шлак спливає

догори, не потрапляючи в лютку, при цьому спечена «пробка» починає проплавлятися й руйнується під феростатичним тиском стовпа металу й шлаку. Лютка звільняється й через неї зливається чистий метал у ківш.

Система вторинного відсікання кінцевого конвертерного шлаку з використанням вогнетривкого стопора типу «куля» марки «GIR-Ballstop-KS» та ручного, механічного аплікатора/маніпулятора типу «візок» марки «GIR-MAN-KS-2» представлена на рисунку 12.

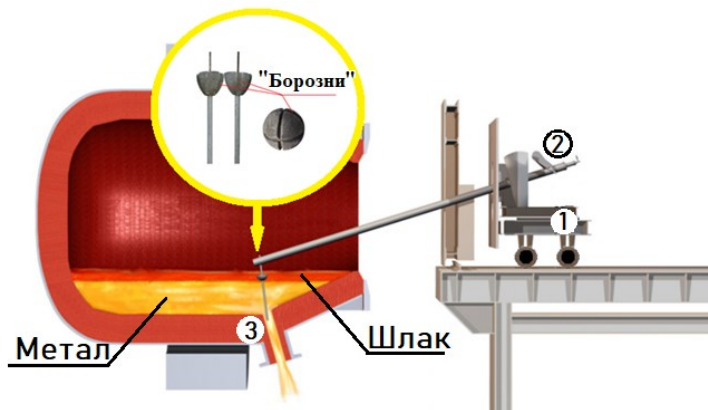


Рисунок 12. Загальний схематичний вигляд системи вторинного відсікання кінцевого конвертерного шлаку: 1 - аплікатор (маніпулятор) типу «візок» для подачі стопору в порожнину конвертера, 2 – механічний привід від'єднання стопору від штанги, 3 – сталевипускний канал (лютка).

Так, під час випуску плавки з конвертера, після зливу 2/3 – 3/4 плавки, вогнетривкий стопор поміщається у порожнину агрегату, до зони лютки (рис. 12, поз. 3) за допомогою спеціального маніпулятора типу «візок» (рис. 12, поз.1) з ручним механічним приводом (рис. 12, поз. 2).

Вихрова воронка, що утворюється в процесі зливу металу, «захоплює» вогнетривкий стопор, за рахунок чого він самоцентрується по осі сталевипускного каналу. Для подальшого уповільнення (гасіння) вихору та мінімізація затягування шлаку

стопор має спеціальну конструкцію. Він має верхню та нижню частини та симетричний відносно вертикальної площини.

На зовнішній поверхні стопору утворено щонайменше одна борозна (канавка), центр ваги виробу зміщений. Центр ваги знаходиться на центральній осі у проміжку, який відповідає співвідношенню:

$$\frac{L_{\text{пр.}}}{H_{\text{с.тяж.}}} = 0,49 - 0,465,$$

де $L_{\text{пр.}}$ – висота стопору (мм); $H_{\text{с.тяж.}}$ – висота центру тяжіння по осі пристрою (мм).

Коли метал повністю зливається, стопор, що перебуває на межі розділу метал-шлак, перекидає сталевипускний канал, запобігаючи зливу шлакового розплаву у ківш.

Варіювання геометричних розмірів стопору в діапазоні 220 - 300 мм дозволяє врахувати в'язкість та товщину шару шлаку, характерні для конкретного виробництва, а також внутрішній діаметр сталевипускного каналу [17].

Уявна щільність тіла стопора як правило знаходиться в межах 3,7-4,1 кг/м³, що забезпечує розташування пристрою на межі розділу шлак-метал.

У період з грудня 2023 по лютий 2024 у конвертерному відділенні ПрАТ "КАМЕТ-СТАЛЬ" пройшли дослідно-промислові випробування комплексної системи первинного і вторинного відсікання кінцевого шлаку. Комплект поставленої системи включав в себе:

- пластичні стопори для первинного відсікання типу «тампон» марки «GIR-TAMP-DMK-150» в кількості 100 шт.;

- механічний ручний аплікатор/маніпулятор типу «штанга» марки «GIR-MAN-KS» в кількості 1 шт.;

- Вогнетривкі стопори типу «куля» марок «GIR-BALLSTOP-KS-220» (Ø 220 мм) в кількості 50 шт., «GIR-BALLSTOP-KS-250» (Ø 250 мм) в кількості 50 шт.;

- механічний ручний аплікатор/маніпулятор типу «візок» марки «GIR-MAN-KS-2» в кількості 1 шт.

Випробування проводилися згідно з затвердженим планом-графіком № ОК -67-23 ПрАТ "КАМЕТ-СТАЛЬ".

Оцінку ефективності системи відсікання шлаку здійснювали одразу за трьома параметрами: ступінь рефосфоризації сталі, витрати феросплавів на випуск, кількість покривного шлаку перед АКП.

Так, ступінь рефосфоризації в середньому складала 0,0085% з використанням системи відсікання проти 0,0115% без відсікання. Тобто на 26% менше.

Витрати феросплавів, таких як феросиліцій (FeSi65) та феросилікомарганець (FeSiMn) було знижено в середньому на 5,5%.

Кількість покривного шлаку (висота шлаку) в ковші при подачі на АКП була знижена на 30%. При цьому витрати плавикового шпату CaF₂ на плавку скорочено в середньому на 13%, що також позитивно впливає на стійкість футерівки стальковша.

Сумарний очікуваний економічний ефект від впровадження комплексної системи первинного і вторинного відсікання шлаку складає ≈ 1,2 USD/тн сталі.

Комплексна система відсікання конвертерного шлаку виробництва ТОВ «ГП-Інжініринг» рекомендована до використання в умовах ПрАТ "КАМЕТ-СТАЛЬ" на постійній основі з внесенням змін до технологічної інструкції виробництва сталі в конвертерах підприємства.

Перелік посилань

1. P. C. Pistorius, Slag carry-over and the production of «clean» steel, J. S. Afr. Inst. Min. Metall., 119 (2019), 557–561. <http://dx.doi.org/10.17159/2411-9717/kn01/2019>
2. Steneholm K, Andersson NAI, Tilliander A, Jönsson PG. The role of process control on the steel cleanliness. Ironmaking & Steelmaking, 2018, 45(2) pp. 114-124. doi:10.1080/03019233.2016.1245917
3. Kamaraj, G. K. Mandal, S. P. Shanmugam, G. G. Roy, Quantification and analysis of slag carryover during liquid steel tapping from BOF vessel, Can. Metall. Q., 61 (2022), pp. 202–215. <https://doi.org/10.1080/00084433.2022.2044688>
4. M. Brämning, B. Björkman, C. Samuelsson, BOF process control and slopping prediction based on multivariate data analysis, Steel Res. Int., 87 (2016), pp. 301–310. <https://doi.org/10.1002/srin.201500040>
5. Z. Zhang, L. Bin, Y. Jiang, Slag detection system based on infrared temperature measurement, Optik, 125 (2014), 1412–1416. <https://doi.org/10.1016/j.ijleo.2013.08.016>
6. P. Patra, A. Sarkar, A. Tiwari, Infrared-based slag monitoring and detection system based on computer vision for basic oxygen furnace, Ironmaking & Steelmaking, 46 (2019), pp. 692–697. <https://doi.org/10.1080/03019233.2018.1460909>
7. Z. Zhang, Q. Li, L. Yan, Slag detection system based on infrared thermography in steel making industry, Recent Pat. Signal Process., 5 (2015), pp. 16–23. <https://doi.org/10.2174/2210686305666150930230548>
8. R. Usamentiaga, J. Molleda, D. F. Garcia, J. C. Granda, J. L. Rendueles, Temperature measurement of molten pig iron with slag characterization and detection using infrared computer vision, IEEE Trans. Instrum. Meas., 61 (2012), pp. 1149–1159. <https://doi.org/10.1109/TIM.2011.2178675>
9. Chakraborty, B. K. Sinha, Development of caster slag detection system through imaging technique, Int. J. Instrum. Technol., 1 (2011), pp. 84–91. <https://doi.org/10.1504/IJIT.2011.043599>
10. F. Wu, Y. Wang, A method for detecting the slag transferring from ladle to tundish based on video system, Ind. Control Comput., 18 (2005), pp. 38–47.
11. Eysn M. Pneumatic slag stopper for oxygen converters / M. Eysn // Iron and Steel Engineer. – 1983. – №10. – pp. 53 – 55.
12. W. S. Howanski, T. Kalep, T. Swift, Optimizing BOF slag control through the application of refractory darts, Iron Steel Technol., 3 (2006), 36–43.
13. Lee, S.J., Kim, S.J. & Lee, H.G. New idea of suppressing free surface vortex during tapping liquid steel from converter. Met. Mater. Int. 22, 136–142 (2016). <https://doi.org/10.1007/s12540-015-5428-0>
14. Пат. 2795226. Китай, МПК C21C5/46. Пробка конвертерного шлаку / Чжан Чуньюей, Ли Хуейфен, Чжу Цзяньчжун, Хе Цюань. - № 200520108497.5; заяв. 27.05.2005. опубл. 12.07.2006.
15. Kamaraj, G. K. Mandal, G. G. Roy, Control of slag carryover from the BOF vessel during tapping: BOF cold model studies, Metall. Mater. Trans. B, 50 (2019), pp. 438–458. <https://doi.org/10.1007/s11663-018-1432-3>

16. K. Ashok, G.G. Roy, and G.K. Mandal: Modeling and Simulation Studies on BOF Tapping Process, 3rd International Conference of Ironmaking and Steelmaking, Kanpur, 2017, pp. 403–406.
17. Патент України на винахід. Номер заявки а202303647 від 28.07.23; Немсадзе Г.Г., Шарандін К.М., Смірнов О.М., Джоджуа Р.А., Рябий Д.В.
18. Патент України на корисну модель. Номер заявки а202303358 від 10.07.23; Немсадзе Г.Г., Шарандін К.М., Смірнов О.М., Джоджуа Р.А., Рябий Д.В.

References

1. Pistorius, P. C. (2019). Slag carry-over and the production of «clean» steel. *J. S. Afr. Inst. Min. Metall.*, 119(6), 557–561. <http://dx.doi.org/10.17159/2411-9717/kn01/2019>
2. Steneholm, K., Andersson, N. A. I., Tilliander, A., & Jönsson, P. G. (2018). The role of process control on the steel cleanliness. *Ironmaking & Steelmaking*, 45(2), 114–124. <http://doi.org/10.1080/03019233.2016.1245917>
3. Kamaraj, A., Mandal, G. K., Shanmugam, S. P., & Roy, G. G. (2022). Quantification and analysis of slag carryover during liquid steel tapping from BOF vessel. *Can. Metall. Q.*, 61(2), 202–215. <https://doi.org/10.1080/00084433.2022.2044688>
4. Brämning, M., Björkman, B., & Samuelsson, C. (2016). BOF process control and slopping prediction based on multivariate data analysis. *Steel Res. Int.*, 87(3), 301–310. <https://doi.org/10.1002/srin.201500040>
5. Zhang, Z., Bin, L., & Jiang, Y. (2014). Slag detection system based on infrared temperature measurement. *Optik*, 125(3), 1412–1416. <https://doi.org/10.1016/j.ijleo.2013.08.016>
6. Patra, P., Sarkar, A., & Tiwari, A. (2019). Infrared-based slag monitoring and detection system based on computer vision for basic oxygen furnace. *Ironmaking & Steelmaking*, 46(7), 692–697. <https://doi.org/10.1080/03019233.2018.1460909>
7. Zhang, Z., Li, Q., & Yan, L. (2015). Slag detection system based on infrared thermography in steel making industry. *Recent Pat. Signal Process.*, 5(1), 16–23. <https://doi.org/10.2174/2210686305666150930230548>
8. Usamentiaga, R., Molleda, J., Garcia, D. F., Granda, J. C., & Rendueles, J. L. (2012). Temperature measurement of molten pig iron with slag characterization and detection using infrared computer vision. *IEEE Trans. Instrum. Meas.*, 61(5), 1149–1159. <https://doi.org/10.1109/TIM.2011.2178675>
9. Chakraborty, B., & Sinha, K. (2011). Development of caster slag detection system through imaging technique. *Int. J. Instrum. Technol.*, 1(1), 84–91. <https://doi.org/10.1504/IJIT.2011.043599>
10. Wu F., & Wang Y. (2005). A method for detecting the slag transferring from ladle to tundish based on video system. *Ind. Control Comput.*, 18, 38–47
11. Eysn, M. (1983). Pneumatic slag stopper for oxygen converters. *Iron and Steel Engineer*, (10), 53 – 55
12. Howanski, W. S., Kalep, T., Swift, T. (2006). Optimizing BOF slag control through the application of refractory darts. *Iron Steel Technol.*, 3, 36–43
13. Lee, S. J., Kim, S. J. & Lee, H. G. (2016). New idea of suppressing free surface vortex during tapping liquid steel from converter. *Met. Mater. Int.*, 22, 136–142. <https://doi.org/10.1007/s12540-015-5428-0>
14. Chunkhwei, Ch., Khueifen, L., Tszianchzhun, Ch., & Tsiuan, Kh. (2006). Probka konverternoho shlaku. (Patent No. 2795226). China
15. Kamaraj, A., Mandal, G. K., & Roy, G. G. (2019). Control of slag carryover from the BOF vessel during tapping: BOF cold model studies. *Metall. Mater. Trans. B*, 50, 438–458. <https://doi.org/10.1007/s11663-018-1432-3>
16. Kamaraj, A., Roy, G. G., & Mandal, G. K. (2017). Modeling and Simulation Studies on BOF Tapping Process. In *3rd International Conference of Ironmaking and Steelmaking*, Kanpur, pp. 403–406
17. Nemsadze, H. H., Sharandin, K. M., Smirnov, O. M., Dzhodzhuva, R. A., & Riabyi, D. V. (2023). Sposib vidsichennia kintsevoho konverternoho shlaku pry vypusku plavky cherez lotku konvertera. (Patent application No. a202303647). <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/1752362/>
18. Nemsadze, H. H., Sharandin, K. M., Smirnov, O. M., Dzhodzhuva, R. A., & Riabyi, D. V. (2023). Prystrii dlia vidsichennia kintsevoho konverternoho shlaku pry vypusku plavky cherez lotku konvertera. (Patent application No. a202303358)

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 15.05.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Засельський В.Й., Пополов Д.В.

Дослідження заклинювання частинок матеріалу у отворах вільно укладеної сіячої поверхні вібраційного грохота

Zaselskyi V.Y., Popolov D.V.

Research on particle jamming in the openings of a freely laid sieving surface of a vibrating screen

Мета дослідження полягала у вивченні явища заклинювання частинок матеріалу в отворах сіячої поверхні, яка вільно укладена в коробі вібраційного грохоту, і розробці аналітичної залежності для визначення сили заклинювання. Методика базується на аналітичному підході з урахуванням фізико-механічних властивостей матеріалів і кінематичних характеристик системи. Розглядалося заклинювання частинки за рахунок сил сухого тертя та пружної деформації, викликані ударними навантаженнями. Дослідження передбачало теоретичний аналіз і використання чисельного моделювання, які дозволили визначити критичні параметри системи. Результати показали, що заклинювання частинок відбувається при дотриманні певних співвідношень між силою інерції, геометричними параметрами частинок і отворах сіячої поверхні. Встановлено аналітичну залежність, яка дозволяє прогнозувати силу заклинювання з урахуванням густини матеріалу, параметрів деформації та кінематичних характеристик вібраційного грохота. Наукова новизна дослідження полягає у розробці моделі заклинювання частинок з урахуванням їх пружної деформації та утвореної сили тертя, а також в ідентифікації критичних параметрів, що впливають на цей процес. Практична значущість полягає у можливості вдосконалення конструкцій вібраційних грохотів та оптимізації їх робочих параметрів для зниження забивання отворів і підвищення ефективності грохочення металургійної сировини. Отримані результати можуть бути використані для розробки більш ефективних сіячих поверхонь і зменшення енергетичних витрат у металургійному виробництві.

Ключові слова: заклинювання частинок, вібраційний грохот, сіяча поверхня, металургійна шихта, сила тертя, деформація, кінематичні параметри.

The research aimed to study the phenomenon of particle jamming in the openings of a sieving surface freely mounted in the box of a vibrating screen and to develop an analytical dependence for determining the jamming force. The methodology was based on an analytical approach considering the physico-mechanical properties of materials and the kinematic characteristics of the system. Particle jamming was analyzed as a result of dry friction forces and elastic deformation caused by impact loads. The study included theoretical analysis and numerical modeling, which allowed identifying critical system parameters. The results revealed that particle jamming occurs under specific relationships between inertial force, geometric parameters of particles, and sieving surface openings. An analytical dependence was established to predict the jamming force, accounting for material density, deformation parameters, and the kinematic characteristics of the vibrating screen. The scientific novelty lies in developing a jamming model that considers particle elastic deformation and frictional forces, as well as identifying critical parameters affecting this process. The practical significance lies in the potential improvement of vibrating screen designs and optimization of their operating parameters to reduce opening blockages and enhance the efficiency of metallurgical material sieving. The findings can be applied to the development of more efficient sieving surfaces and the reduction of energy costs in metallurgical production.

Key words: particle jamming, vibrating screen, sieving surface, metallurgical charge, friction force, deformation, kinematic parameters.

Вступ

На сьогоднішній день у металургійній промисловості в якості сіячих поверхонь для калібрування металургійної шихти перед плавкою переважно використовуються сталеві листові або колосникові сіячі поверхні, які здатні витримувати високі питомі як силові, так і температурні навантаження. Однак ефективність таких сіячих поверхонь є досить низькою через їхнє забивання важкопрохідними частинками матеріалу.

Останніми роками було запропоновано багато різноманітних схем грохотів для інтенсифікації процесу калібрування металургійної сировини, що дозволило покращити самі процеси грохочення. Проте дослідження, присвячені сіячим поверхням, зокрема тим, що вільно укладаються на короб грохота, залишаються мало вивченими.

У статті наведено результати досліджень

процесу заклинювання частинок матеріалу в отворах вільно укладеної сіячої поверхні на коробі вібраційного грохота. Також окреслено подальші кроки, необхідні для зменшення забивання отворів і підвищення ефективності калібрування металургійної сировини.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Сіюча поверхня є основним елементом робочого органу вібраційного грохоту від котрої залежить якість калібрування металургійних шихтових матеріалів. Тривалий час в металургійній галузі використовуються збірні комплекти сит і плоских металевих листів з квадратними, круглими або щілинноподібними сіячими отворами [1] і гумових карт, які мають перфоровану робочу поверхню [2, 3]. Але такий різновид використовуваних сіячих поверхонь не забезпечують необхідну ефективність



грохочення металургійної сировини безпосередньо перед її подачею в плавильні агрегати [4]. Головним недоліком таких сіячих поверхонь є велика товщина отворів в яких частинка матеріалу заклинюється та не має змоги повернутись до надрешітного або підрешітного продуктів тим саме захаращують живий перетин сіячої поверхні, знижуючи ефективність грохочення металургійної шихти.

Проблемі забивання та очищення сіячих поверхонь, що застосовуються в гірничо-металургійній галузі, присвячено чимало досліджень [5-7]. Однак більшість із них стосується жорстко закріплених сіячих поверхонь, тоді як питання, пов'язані з вільно укладеними поверхнями, вивчені недостатньо. Наявні роботи лише частково відповідають на сучасні запити щодо їх можливостей та ефективного використання. У монографії [8] розглянуто конструкцію грохота, в якій на сито та матеріал діють імпульсно-ударні навантаження. У роботі визначено оптимальні співвідношення маси сита до маси коробу грохота під час сортування коксу. Зокрема, було встановлено, що в діапазоні значень $0,5 \dots 1,75$ спостерігається суттєве зменшення забивання коксу фракцією $0 \dots 3$ мм. Також показано, що використання вільно укладеної сіячої поверхні сприяє підвищенню ефективності грохочення завдяки збільшенню поглинальної здатності сита та інтенсифікації внутрішньошарових процесів. Водночас інші аспекти, пов'язані з використанням вільно укладених сіячих поверхонь, залишаються або зовсім невивченими, або досліджені недостатньо.

Мета і завдання досліджень

Метою дослідження був теоретичний аналіз явища заклинювання частинок матеріалу в отворах сіячої поверхні, яка вільно закріплена в коробі грохота, а також розробка аналітичної залежності для

визначення сили заклинювання, яка враховує фізичні властивості матеріалів контактуючих тіл, їхні геометричні параметри, а також кінематичні та динамічні характеристики системи.

Матеріали та методи досліджень

Дослідження проводилося аналітичним методом із урахуванням наступних припущень:

- заклинювання частинки в отворі сіячої поверхні відбувається за рахунок сил сухого тертя, які діють в точках контакту поверхні частинки з крайком отвору сіячої поверхні через дію контактного тиску, котрий виникає в наслідок пружної деформації частинки, яка викликана її заглибленням в отвір, під дією сили інерції від руху сіячої поверхні та удару по частинці, що заклинюється, шару матеріалу, який підкидається;
- кінетична енергія шару матеріалу, що падає, повністю переходить в потенціальну енергію деформації частинки [9];
- закон розподілення напружень та деформацій за об'ємом частинки залишається таким же, як при статичній дії сили [9];
- деформація виникає миттєво у всіх перетинах частинки [10];
- у момент зіткнення шару матеріалу з сіячою поверхнею шар взаємодіє з нею як непружне тверде тіло [11];
- матеріал частинки та сіячої поверхні підкоряється закону Гука, а деформації малі [11];
- процес заклинювання приймаємо адитивним, а дію від сил інерції та удару матеріалу визначаємо використовуючи метод суперпозиції.

Результати дослідження

Розглянемо процес заклинювання частинки під дією власної сили тяжіння та сили інерції J від переміщення сіячої поверхні, розрахункова схема котрого наведена на рис. 1.

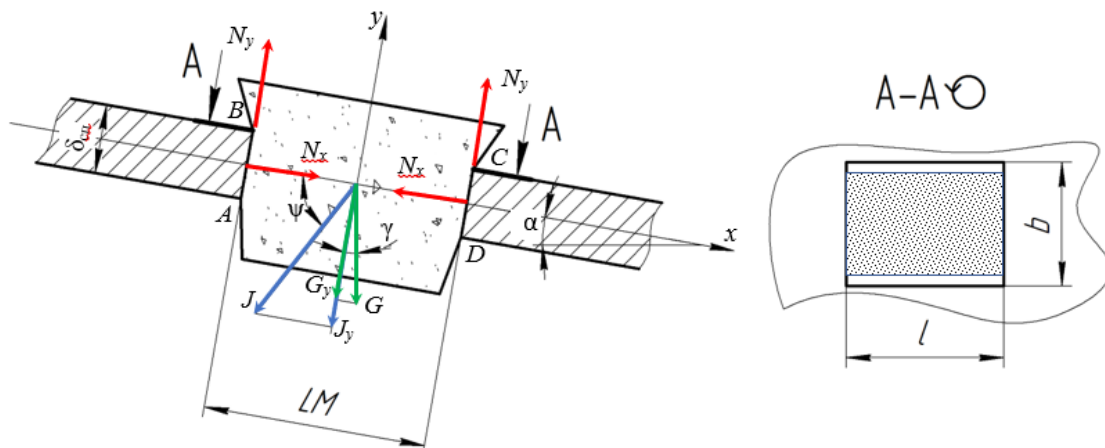


Рисунок 1. Схема сил, що діють на частинку, яка заклинюється

Виділимо об'ємний елемент частинки, що заклинюється, у вигляді прямокутного паралелепіпеда $ABCD A'B'C'D'$ (див. рис. 2) на ділянці контакту з позвешною отвору сита. На горизонтальній грані

виділеного об'єму діють проекції сил інерції J_y , сили тяжіння G_y ($BB'CC'$), а також реакції опори N_{1y} та N_{2y} ($AA'DD'$) на вісь y .

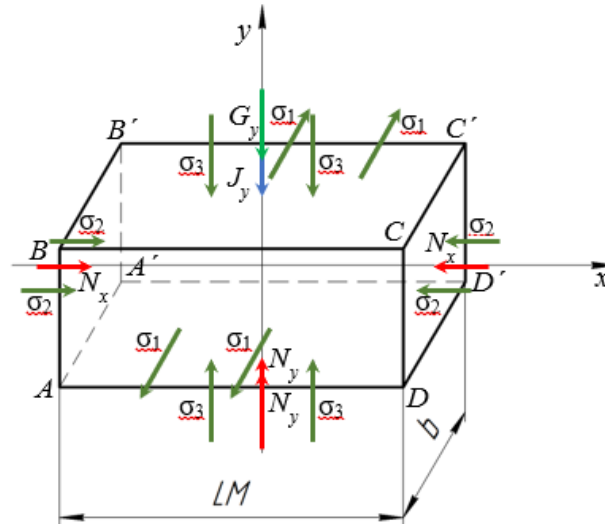


Рисунок 2 – Виділений об’ємний елемент частинки

Проекція реакції опори на вісь x (N_{x1}), виникає в поперечному напрямку ($ABB'A'$ та $CC'D'D$), є наслідком ефекту Пуассона та утрудненості деформації, тобто, представляє собою вторинний ефект (тиск стінок на частинку), викликаний дією напружень у вертикальному напрямку σ_3 . Враховуючи, що виділений елемент знаходиться в об’ємному напруженому стані ведемо для головних напрямків позначення, вказані на рис. 2.

Тоді маємо:

$$\sigma_1 = 0, \tag{1}$$

$$\sigma_2 = -\frac{N_{x1}}{b \cdot \delta_{сп}}, \tag{2}$$

$$\sigma_3 = -\frac{J_y + G_y}{LM \cdot b}, \tag{3}$$

де $\delta_{сп}$ – товщина сіячої поверхні; LM та b розмір отвору сіячої поверхні.

На підставі узагальненого закону Гука для об’ємного деформованого стану тіла [12] запишемо вираз головного подовження вздовж вісі x

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_2 - \mu_n \cdot (\sigma_3 + \sigma_1)], \tag{4}$$

де E – модуль Юнга матеріалу частинки; μ_n – коефіцієнт Пуассона матеріалу частинки.

Вказані параметри можуть обиратись за [11], де модуль Юнга дорівнює $0,35 \cdot 10^5$ МПа для коксу та $0,3 \cdot 10^5$ МПа для агломерату, а коефіцієнт Пуассона 0,21 та 0,26 відповідно.

Оскільки деформація отвору сіячої поверхні зневажливо мала, приймаємо, що його геометричні розміри залишаються постійними:

$$LM = const;$$

$$b = const;$$

тоді

$$\varepsilon_2 = 0. \tag{5}$$

Перетворимо вираз (4) враховуючи (1-3) та (5)

$$\frac{1}{E} \cdot \left[-\frac{N_{x1}}{b \cdot \delta_{сп}} - \mu_n \cdot \left(-\frac{J_y + G_y}{LM \cdot b} + 0 \right) \right] = 0,$$

$$-\frac{N_{x1}}{E \cdot b \cdot \delta_{сп}} + \frac{\mu_n \cdot (J_y + G_y)}{E \cdot LM \cdot b} = 0. \tag{6}$$

З виразу (6) визначимо значення реакції опори на вісь x

$$N_{x1} = \frac{\mu_n \cdot (J_y + G_y) \cdot E \cdot b \cdot \delta_{сп}}{E \cdot LM \cdot b} = \frac{\mu_n \cdot (J_y + G_y) \cdot \delta_{сп}}{LM} \text{ Н.} \tag{7}$$

Перетворимо вираз

(7) розписав проекції сил та їх значення

$$J_y = m_q \cdot a \cdot \sin \psi; \tag{8}$$

$$G_y = m_q \cdot g \cos \alpha; \tag{9}$$

$$N_{x1} = \frac{\mu_n \cdot \delta_{сп} \cdot m_q \cdot (a \cdot \sin \psi + g \cos \alpha)}{LM}, \tag{10}$$

де m_q – маса частинки; a – прискорення пересування частинки разом з сіячою поверхнею; g – прискорення вільного падіння; ψ – кут вібрації; α – кут нахилу сіячої поверхні.

Виразимо масу частинки, що заклинює, враховуючи геометричний розмір отвору сіячої поверхні, умову заклинювання [13], коефіцієнт тертя матеріалу о сіячу поверхню.

$$m_q = V_{об.ч} \cdot \rho, \tag{11}$$

де $V_{об.ч}$ – об’єм частинки, m^3 ; ρ – щільність частинки $кг/м^3$.

Об’єм частинки визначаємо виходячи з розрахункової схеми, представленої в роботі [13]

$$V_{об.ч} = \frac{BC + AD}{2} \cdot PQ \cdot b. \quad (12)$$

Враховуючи аналітичні залежності [13] вираз (12) прийме вигляд

$$V_{об.ч} = \frac{\frac{LM \cdot (1 + \sin \alpha_{6c})}{\cos^2 \alpha_{6c}} + \frac{LM \cdot (1 - \sin \alpha_{6c})}{\cos^2 \alpha_{6c}}}{2} \times \\ \times \frac{LM}{\cos \alpha_{6c}} \cdot b = \frac{LM^2}{\cos^3 \alpha_{6c}} \cdot b. \quad (13)$$

Перетворюємо вираз (13) з урахуванням аналітичних залежностей [13]

$$V_{об.ч} = \frac{LM^2}{\cos^3(\arctg f)} \cdot b. \quad (14)$$

Вираз (11) з урахуванням (14) прийме вигляд

$$m_{ч} = \frac{LM^2}{\cos^3(\arctg f)} \cdot b \cdot \rho. \quad (15)$$

Підставимо (15) в (10)

$$N_{x1} = \frac{\mu_{п} \cdot \delta_{сн} \cdot \frac{LM^2}{\cos^3(\arctg f)} \cdot b \cdot \rho \cdot (a \cdot \sin \psi + g \cos \alpha)}{LM} = \\ = \frac{\mu_{п} \cdot \delta_{сн} \cdot LM \cdot b \cdot \rho \cdot (a \cdot \sin \psi + g \cos \alpha)}{\cos^3(\arctg f)} \text{ Н.} \quad (16)$$

Розглянемо процес заклинювання частинки під дією удару від падіння шару підкинутого матеріалу, розрахункова схема якого наведено на рис. 3.

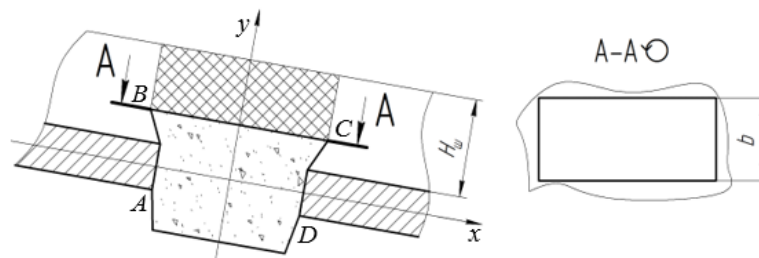


Рисунок 3. Розрахункова схема по визначенню маси шару, що вдаряє по частинці

Для визначення маси шару, що вдаряє по частинці, виділимо в ньому прямокутний паралелепіпед з основою, сторони котрої дорівнюють BC [13] та b

(див. рис. 3), з висотою, що дорівнює висоті шару, який транспортується, $H_{ш}$.

Маса паралелепіпеду дорівнює

$$m_1 = BC \cdot b \cdot H_{ш} \cdot \rho = \frac{LM \cdot (1 + \sin \alpha_{6c})}{\cos^2 \alpha_{6c}} \cdot b \cdot H_{ш} \cdot \rho = \\ = \{ \alpha_{6c} = \arctg f \} = \\ = \frac{LM \cdot (1 + \sin(\arctg f))}{\cos^2(\arctg f)} \cdot b \cdot H_{ш} \cdot \rho \text{ кг.} \quad (17)$$

Швидкість паралелепіпеду в момент зіткнення з сією поверхнею

$$V_1 = \sqrt{2 \cdot g \cdot h} \text{ м/с,} \quad (18)$$

де h – максимальна висота підкидання шару матеріалу, що транспортується, м.

Припустимо, що удар виділеного об'єму шару матеріалу, що транспортується, по частинці, що заклинилась, є центральним абсолютно непружним, тоді втрати кінетичної енергії [14]

$$\Delta E_{к} = \left(\frac{m_1 \cdot V_1^2}{2} + \frac{m_2 \cdot V_2^2}{2} \right) - \\ - \left(\frac{(m_1 + m_2) \cdot V^2}{2} \right) \text{ Дж,} \quad (19)$$

де m_2 – маса сієючої поверхні, кг; V_2 – швидкість сієючої поверхні в момент зіткнення, припустимо, що

швидкість має максимальне значення, яке визначається за кінематичною діаграмою руху системи «частинка-сито», м/с; V – швидкість сита та матеріалу після удару:

$$V = \frac{m_1 \cdot V_1 + m_2 \cdot V_2}{m_1 + m_2} \text{ м/с.} \quad (20)$$

Перетворимо (19) з врахуванням (20)

$$\Delta E_{к} = \left(\frac{m_1 \cdot V_1^2}{2} + \frac{m_2 \cdot V_2^2}{2} \right) - \\ - \left(\frac{(m_1 + m_2) \cdot \left(\frac{m_1 \cdot V_1 + m_2 \cdot V_2}{m_1 + m_2} \right)^2}{2} \right) = \\ = \frac{m_1 \cdot m_2 \cdot (V_1 - V_2)^2}{2 \cdot (m_1 + m_2)} \text{ Дж.} \quad (21)$$

Підставивши у (21) вирази (17) та (18)

$$\Delta E_k = \frac{\frac{LM \cdot (1 + \sin(\arctg f))}{\cos^2(\arctg f)} \cdot b \cdot H_{ш} \cdot \rho \cdot m_2 \cdot (\sqrt{2 \cdot g \cdot h} - V_2)^2}{2 \cdot \left(\frac{LM \cdot (1 + \sin(\arctg f))}{\cos^2(\arctg f)} \cdot b \cdot H_{ш} \cdot \rho + m_2 \right)} \text{ Дж.} \quad (22)$$

Припустимо, що втрата кінетичної енергії повністю переходить в потенційну енергію деформації

$$U = \Delta E_k = \frac{1}{2} \cdot P \cdot \Delta l \text{ Дж,} \quad (23)$$

де P – зовнішня сила, що призводить до деформації частинки, що заклинюється, вздовж вісі y . Виразимо з формули (23) значення деформації

$$\Delta l = \frac{2 \cdot U}{P} \text{ м.} \quad (24)$$

Оскільки, перетин частинки вздовж вісі y змінюється, то загальна зміна її висоти вздовж вісі y складе [15]

$$\Delta l = \int_0^l \frac{P}{E \cdot F(y)} dy = \frac{P}{E} \int_0^l \frac{1}{F(y)} dy \text{ м,} \quad (25)$$

де $F(y)$ – площа поперечного перетину частинки в площині перпендикулярній вісі y .

Виразимо зовнішню силу P з (25), враховуючи (24)

$$P = \sqrt{\frac{2 \cdot U \cdot E}{\int_0^l \frac{1}{F(y)} dy}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta E_k \cdot E}{\int_0^l \frac{1}{F(y)} dy}} \text{ Н.} \quad (26)$$

Розрахункова схема щодо визначення площі поперечного перетину частинки приведена на рис. 4.

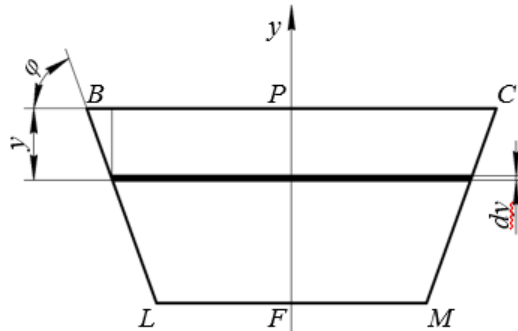


Рисунок 4. Розрахункова схема визначення площі поперечного перетину частинки

$$F(y) = \left(BC - \frac{2 \cdot y}{\tg \varphi} \right) \cdot b \text{ м}^2. \quad (27)$$

$$l = PF = PQ - FQ \text{ м} \quad (29)$$

Перетворимо (29) враховуючи [13]

Перетворимо вираз (27) з врахуванням [13]

$$F(y) = \left(\frac{LM \cdot (1 + \sin(\arctg f))}{\cos^2(\arctg f)} - \frac{2 \cdot y}{\ctg(\arctg f)} \right) \cdot b \text{ м}^2. \quad (28)$$

$$l = PF = \frac{LM}{\cos(\arctg f)} \times \left(1 - \frac{1 - \sin(\arctg f)}{2} \right) \text{ м.} \quad (30)$$

Зважаючи на (28), (30) перетворимо (26)

Висота частинки відповідно схемам рис. 3 та 4

$$P = \left[\frac{2 \cdot \Delta E_k \cdot E}{\int_0^l \frac{LM}{\cos(\arctg f)} \left(1 - \frac{1 - \sin(\arctg f)}{2} \right) \frac{1}{\left(\frac{LM \cdot (1 + \sin(\arctg f))}{\cos^2(\arctg f)} - \frac{2 \cdot y}{\ctg(\arctg f)} \right) \cdot b} dy} \right]^{1/2} = \sqrt{\frac{4 \cdot b \cdot \Delta E_k \cdot E}{\ctg \alpha \cdot \left(\ln \left| \frac{LM}{1 - \sin \alpha} \right| - \ln |LM| \right)}} \text{ Н.} \quad (31)$$

Проекція реакції опори на вісь x враховуючи (31)

$$N_{x2} = \frac{\mu_n \cdot \delta_{сп}}{LM} \times$$

$$\times \sqrt{\frac{4 \cdot b \cdot \Delta E_k \cdot E}{\ctg \alpha_{6c} \cdot \left(\ln \left| \frac{LM}{1 - \sin \alpha} \right| - \ln |LM| \right)}} \text{ Н.}$$

(32)

Сила тертя складе

$$F_{тер} = (N_{x1} + N_{x2}) \cdot f \text{ Н.} \quad (33)$$

Перетворимо вираз, враховуючи (16) та (32)

$$F_{\text{теп}} = \mu_{\text{п}} \cdot \delta_{\text{сп}} \cdot f \cdot \left(\frac{LM \cdot b \cdot \rho \cdot (a \cdot \sin \psi + g \cos \alpha)}{\cos^3(\arctg f)} + \frac{1}{LM} \right) \times \\ \times \sqrt{\frac{4 \cdot b \cdot \Delta E_{\text{к}} \cdot E}{\text{ctg}(\arctg f) \cdot \left(\ln \left| \frac{LM}{1 - \sin(\arctg f)} \right| - \ln |LM| \right)}} \text{ Н.} \quad (34)$$

Отримана аналітична залежність (34) дозволяє визначити силу заклинювання частинки матеріалу, що розсвіається, розміром менше межного, в отворі сіячої поверхні, враховуючи фізичні властивості матеріалу та сіячої поверхні, її геометричні розміри, кінематичні та динамічні параметри.

Висновки

На основі проведеного теоретичного дослідження визначено механізм заклинювання частинок матеріалу в отворах сіячої поверхні, яка вільно

встановлена в коробі грохота. Отримано аналітичну залежність, що дозволяє визначати силу заклинювання частинок, враховуючи фізичні властивості контактуючих тіл, їхні геометричні параметри, а також кінематичні та динамічні характеристики системи. Зазначені результати можуть бути використані для оптимізації параметрів роботи грохотів та підвищення ефективності процесів грохочення.

Бібліографічний опис

1. Удосконалення обладнання та процесів вуглепідготовки і коксортування металургійного виробництва: монографія / В. Й. Засельський, Д. В. Пополов та ін. Кривий Ріг: Літерія, 2019. 203 с.
2. Абрамов А. А. Переработка, обогащение и комплексное использование твердых полезных ископаемых. москва: МГИИ, 2004. Т. 1: Переработка, обогащение и комплексное использование твердых полезных ископаемых. 470 с.
3. Рудьки В. И., Зингермана Ю. Е. Справочник коксохимика: Справочник. Харків: Издательс. Дом «ИНЖЭК», 2009. Т. 2: Производство кокса. 288 с.
4. Складоновский Е. Н., Баланов В. Г., Нехаев Г. Е. Коксовый грохот с резиновыми ситами. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 1990. № 4. С. 68–69.
5. Зелов Е. А. Разработка и внедрение высокопроизводительных шихтовых грохотов с неоднородным полем траекторий: Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Кривой Рог, 1986. 208 с.
6. Заика П. М. Динамика вибрационных зерноочистительных машин.: Машиностроение, 1977. 278 с.
7. Бегагоен И. А., Учитель А. Д., Зелов Е. А. О засорении рабочей поверхности грохотов при рассеве агломерационных концентратов. Обогащение полезных ископаемых. 31-й вип. Киев, 1982. С. 80–83.
8. Сортировка минерального сырья и шихты: монографія / А. Д. Учитель та ін. Днепропетровск: Пороги, 1998. 194 с.
9. Беляев Н. М. Сопротивление материалов. москва: Наука, 1976. 608 с.
10. Работнов Ю. Н. Сопротивление материалов. москва: Государственное издательство физико-математической литературы, 1962. 456 с.
11. Учитель А. Д. Создание высокоэффективных вибрационных машин для подготовки металлургических шихт: Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. Днепропетровск, 1992. 511 с.
12. Сопротивление материалов / Г. С. Писаренко та ін. 5-те вид. Киев: Вища шк., 1986. 775 с.
13. Засельський В. Й., Пополов Д. В. Теоретичні дослідження процесу забивання сіячої поверхні вібраційних грохотів. *Стратегія якості в промисловості і освіті*: XVIII Міжнар. конф., м. Варна, 3–6 черв. 2024 р. Дніпро, 2024. С. 39-43.
14. Андріяшик М. В., Вербицький Б. І., Король А. М. Курс фізики модульно-рейтингова система навчання: підруч. для студ. вищ. техн. навч. закл. Київ: Фламенко, 2008. 530 с.
15. Корнілов О. А. Опір матеріалів: підручник. Київ: ЛОГОС, 2000. 551 с.

References

1. Zaslenskyi, V. Y., Popolov, D. V. et al. (2019). *Udoskonalennia obladnannia ta protsesiv vuhlepidohtovky i koksortuvannia metalurhiinoho vyrobnytstva*. Literiia
2. Abramov, A. A. (2004). *Pererabotka, obogashchenie i kompleksnoe ispolzovanie tverdykh poleznykh iskopaemykh*. Т. 1. Pererabotka, obogashchenie i kompleksnoe ispolzovanie tverdykh poleznykh iskopaemykh. MGGI
3. Rudyk, V. I., & Zingerman, I. U. E. (2009). *Spravochnik koksohimika*. Т. 2: Proizvodstvo koksa. Izdatels. Dom "INZHEK"
4. Skladonovskii, E. N., Balanov, V. G., & Nekhaev, G. E. (1990). Koksovyi grokhot s rezinovyimi sitami. *Metallurgicheskaiia i gornorudnaia promyshlennost*, (4), 68–69
5. Zelov, E. A. (1986). *Razrabotka i vnedrenie vysokoproizvoditelnykh shikhtovykh grokhotov s neodnorodnym polem traektorii*. (Dissertation of candidate of technical sciences, Krivoi Rog)
6. Zaika, P. M. (1977). *Dinamika vibratsionnykh zernoochistitelnykh mashin*. Mashinostroenie

7. Begagoen, I. A., Uchitel, A. D., & Zelov, E. A. (1982). O zasorennii rabochei poverkhnosti grokhotov pri rasseve aglomeratsionnykh kontsentratorov. *Obogashchenie poleznykh iskopaemykh*, 31, 80–83
8. Uchitel, A. D. et al. (1998). *Sortirovka mineralnogo siria i shikhty*. Porogi
9. Beliaev, N. M. (1976). *Soprotivlenie materialov*. Nauka
10. Rabotnov, Iu. N. (1962). *Soprotivlenie materialov*. Gosudarstvennoe izdatelstvo fiziko-matematicheskoi literatury
11. Uchitel, A. D. (1992). *Sozdanie vysokoeffektivnykh vibratsionnykh mashin dlia podgotovki metallurgicheskikh shikht*. (Dissertation of doctor of technical sciences, Dnepropetrovsk)
12. Pisarenko, G. S. et al. (1986). *Soprotivlenie materialov*. Vishcha shkola
13. Zaselskyi, V. Y., & Popolov, D. V. (2024). Teoretychni doslidzhennia protsesu zabyvannia siiachoi poverkhni vibratsiinykh hrokhotiv. In *Stratehiia yakosti v promyslovosti i osviti*. XVIII Mizhnar. konf., Varna, 3–6 June, 2024. pp. 39-43
14. Andriashyk, M. V., Verbytskyi, B. I., & Korol, A. M. (2008). *Kurs fizyky modulno-reitynhova systema navchannia*. Flamenko
15. Kornilov, O. A. (2000). *Opir materialiv: pidruchnyk*. LOHOS

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 28.05.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Акреев В.В., Мельник С.О., Приходько С.В., Овчарук А.М., Губа Р.М.

Вибір оптимальної витрати інертного газу при продуванні сталі в 250-тонному сталерозливному ковші

Akreev V.V., Melnyk S.O., Prikhodko S.V., Ovcharuk A.M., Huba R.M.

Choosing the optimum inert gas consumption when purging steel in a 250-ton steel ladle

В сучасному світі, під час стрімкого підвищення вимог ринку до «чистоти» сталі та неупинного розвитку сталеливарної промисловості, питання забезпечення якості позапічної обробки набуває особливої актуальності. Чистота сталі завжди була основним завданням для вторинного рафінування у сучасному сталеплавильному процесі на установках «під-ківш». Від ефективності рафінування значною мірою залежить багато показників технології, таких, як контроль компонентів та складових сталі, видалення шкідливих домішок та включень. Процес рафінування неможливо реалізувати без гомогенізації металу. За цю частину технології обробки відповідає продування сталевих ванн інертним газом, яке в першу чергу, здійснюється за допомогою продувальних пробок, встановлених у продувних вузлах в днищі сталерозливного ковша. Робота присвячена визначенню оптимальної витрати інертного газу під час продування сталі в 250-тонному сталерозливному ковші. У футеруванні днища сталерозливного ковша використовуються продувні вузли з щілинними пробками з оптичними індикаторами зносу у вигляді металевих штифтів. Виконано комп'ютерне моделювання процесу продування сталі з різною витратою аргону (300 л/хв та 600 л/хв), вказані переваги та недоліки, приділено увагу питанню впливу на футерування.

Ключові слова: сталерозливний ківш, продування, продувний вузол, продувна пробка, витрати інертного газу, вплив на футерування ковша.

In the modern world, during the rapid increase of market requirements for the "purity" of steel and the relentless development of the steel industry, the issue of quality implementation of non-furnace processing is becoming particularly relevant. The purity of steel always has been the main task for secondary refining in the modern steelmaking process in ladle furnaces. Many indicators of the technology, such as control of steel components, removal of harmful impurities and inclusions, largely depend of the efficiency of refining. Impossible to implement refining process without homogenization of metal. Purging of the steel bath with inert gas is responsible for this part of the technology, which is primarily carried out purging plugs installed in purging units in the bottom of the steel ladle. This article is devoted to the determination of the optimal consumption of inert gas during purging of steel in 250-ton steel ladle. Purging units with slotted purging plugs and optical wear indicators with metal pin are used in the bottom lining of steel ladle. A computer simulation of the purging process was made with different argon flow rate (300 l/min and 600 l/min), advantages and disadvantages specified, paid attention to the issue of influence on the steel ladle lining.

Key words: steel ladle, purging, purging unit, purging plug, consumption of inert gas, influence on ladle lining.

Вступ. Промисловий процес продування металевих ванн здійснюється основними засобами (вузол для продування) та аварійними засобами (верхня монолітна бетонна фурма для продування аргонем у ковші). У цій роботі ми розглядатимемо нижнє продування через продувальні пробки (рис. 1).

Продувальна пробка – це вогнетривкий виріб в металевій обічайці, призначений для подачі газу від зовнішньої торцевої поверхні в заданому напрямку через внутрішню торцеву поверхню далі в металеву ванну ковша. Розрізняють такі основні типи пробок за керамічною частиною – щілинні, пористі, зі вставками, з керамічними пластинами, складові (гібридні) та динамічні.

У роботі проводиться моделювання перемішування та усереднення металу в сталерозливному ковші за допомогою щілинних пробок, кількість щілин – 30, розмір щілини 0,2 x 20 мм (рис. 2). Вибір

типорозміру пробки, її конструкції, кількості щілин, геометричних розмірів обумовлений технічним завданням комбінату на даний тип продукції.

Рух бульбашок інертних газів в ковші і перемішування металу залежить від тиску інертного газу в системі, геометричних розмірів пробки, місць встановлення, кількості щілин та інших конструктивних особливостей виробів.

Додаткову роль відіграють експлуатаційні фактори - обслуговування вузла продувки, очищення продувної пробки між плавками. Зокрема, інтенсивне продування киснем призводить до підвищеного зносу вогнетривкого виробу, в той час як недостатнє очищення пробки призведе до наможування металу в щілинах виробу і, можливо, закупорювання продувних елементів. З рештою це вплине на процес перемішування металу в сталь ковші, знижуючи його інтенсивність [1,2].

© Акреев В.В. - УДУНТ
Мельник С.О. - УДУНТ
Приходько С.В. - УДУНТ
Овчарук А.М. - УДУНТ
Губа Р.М. - УДУНТ

© Akreev V.V. - USUST
Melnyk S.O. - USUST
Prikhodko S.V. - USUST
Ovcharuk A.M. - USUST
Huba R.M. - USUST



This is an Open Access article under the CC BY 4.0 license <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

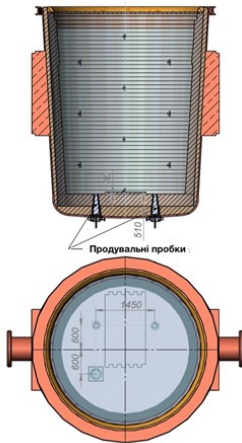


Рис. 1. Схема розташування продувальних пробок у ковші

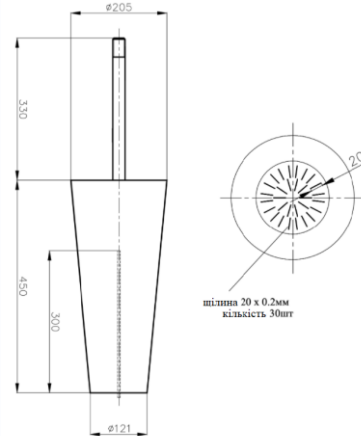


Рис. 2. Креслення продувальної пробки

Аналіз літературних даних та постановка задачі. Донний процес продування сталі в ковші за допомогою продувних вузлів має низку актуальних питань, на яких необхідно зупинитися [3]:

- сталь з конвертера, маючи температуру в межах від 1600 до 1700°C потрапляє у ківш і входить у контакт із поверхнею пробки. Температура внутрішньої поверхні пробки при цьому різко підвищується до приблизно 1600 °С. Зовнішня поверхня продувальної пробки у випадку недостатнього прогріву футерування днища ковша має температуру в межах 300-400°C, що спричиняє термічний удар та виникнення напружень в вогнетриві;

- при недостатньому тиску газу може скластися ситуація, коли сталь контактує з поверхнею щілин пробки. В наслідок локального перегріву в зонах контакту пробки з металом відбуваються фазові перетворення із зміною їх механічних властивостей, що викликає напругу у вогнетриві і призводить до його розтріскування і розшаровування.

З іншого боку, при більш інтенсивній подачі газу, високої швидкості потоку, витрати газу буде відбуватися більш інтенсивне перемішування, що може призвести до випереджуючого зносу продувальної пробки через стирання і зворотного впливу газу (рис. 3).



Рис. 3. Основні механізми зносу продувних пробок

- корозія продувальної пробки внаслідок очищення поверхні киснем. Кисневе промивання здійснюється за допомогою високого тиску для видалення металевих і шлакових утворень в області продувального вузла. Ця операція необхідна задля підвищення надійності роботи пробки та високої ефективності барботування газу. Процес очищення пробки киснем характеризується критично високими температурами, а також утворенням хімічно-агресивного середовища з великою кількістю

оксидів заліза. Таке середовище дуже агресивне по відношенню до вогнетривкового матеріалу продувального вузла. Процес має бути закінчено, коли досягнуто повна працездатність продувальної пробки та досягнуто задану швидкість потоку газу [3].

- одним із ефективних способів, за допомогою якого можна максимізувати строк роботи продувальної пробки є наявність індикатора зносу вогнетриву. Цей засіб дозволяє контролювати рівень зносу вогнетриву пробки та уникати передчасного

виведення її з експлуатації.

Найпоширенішим прийомом формування індикатора зносу є використання матеріалу з більш високою теплопровідністю ніж основний матеріал пробки. Маючи вищу теплопровідність, матеріал індикатора охолоджується потоком газу до більш низької температури ніж основний матеріал пробки. Результатом цього буде наявність добре помітної темної плями на внутрішній поверхні продувальної пробки.

Другий тип індикатора зносу – це система з використанням металевго штифта. Штифт розміщують в пробці від вузького (внутрішнього) перерізу до рівня критичного зносу вогнетриву. В процесі роботи штифт спостерігається як темна точка на поверхні пробки і зникає після досягнення критичного рівня вогнетриву.

- зношення продувальної пробки через потраплення та інфільтрацію сталі у щілини з наступним розколюванням тіла вогнетриву, ця інфільтрація відбувається під час фази випуску з конвертера. Це поширене явище - щілини з низькою швидкістю потоку газу негативно позначатимуться на продуктивності пробки, рух газу через них буде вкрай нестабільний. Конструкція продувної частини пробки, геометричні розміри щілин, продуктивність та швидкість руху газу мають бути підібрані ретельно до заводських умов для забезпечення стабільного, непульсуючого потоку [2].

- є можливість додатково забезпечити пристрій зворотним клапаном. Зворотний клапан можна розмістити в тілі трубки продувної пробки, а також у системі подачі інертного газу на стальковші. Зворотний клапан дозволяє уникнути потраплення металу в щілини пробки після закінчення продування інертним газом: після припинення подачі газу до виробу зворотний клапан створює залишковий тиск газу всередині пробки і не дозволяє металу проникнути в щілини виробу. Встановлення клапана якомога ближче до продувальної пробки зазвичай дозволяє унеможливити падіння тиску газу в пробці і тим самим уникнути проходження металу в продувальні щілини.

Результати досліджень та обговорення їх результатів. Для побудови геометрії 250-тонного стальківша використовувався програмний комплекс системи автоматичного проектування SolidWorks. Ґрунтуючись на проектних кресленнях, була підготовлена тривимірна модель металевго корпусу ківша, в неї встановили арматурне і робоче футерування відповідно до реального робочого проекту, встановили продувальні вузли зі змінними продувальними пробками (рис. 1, 2).

Під час підготовки умов моделювання враховувалися реальні значення - тиск інертного газу в

$$\frac{\partial \rho y_m}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i y_m) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left((D_{mn} + D_{mn}^t) \frac{\partial y_m}{\partial x_i} \right) + S_m, \quad (1)$$

$$m = 1, 2, \dots, M$$

де D_{mn} , D_{mn}^t – молекулярна і турбулентна матриці дифузії, S_m – швидкість виробництва або споживання m -го компонента.

межах 6-10 ат, витрата інертного газу на рівні 300 л/хв та 600 л/хв [3-4].

Для формулювання математичної моделі були зроблені наступні припущення: розглядалися лише рідкий шлак, метал, інертний газ (1); інертний газ розглядався як стисливий ідеальний газ і, таким чином, дотримувалось співвідношення $pV = \nu RT$, а розплав – як ньютонівська рідина, що не стискається (2); в'язкість і поверхневий натяг усіх фаз були постійними (3); хімічними реакціями процесу плавки довелося знехтувати (3).

Додатковий модуль Flow Simulation дозволяє моделювати потоки рідини та газу для обчислення різних характеристик, таких як температура, швидкість потоку, об'ємна та масова концентрація рідини тощо. Модуль розв'язує рівняння Нав'є-Стокса, які є формулюваннями законів збереження маси, імпульсу та енергії для потоків рідини. Вираз доповнюються рівняннями стану рідини, що визначають природу рідини, і емпіричними залежностями густини рідини, в'язкості і теплопровідності рідини від температури. Непружні ньютонівські рідини розглядаються шляхом введення залежності їх динамічної в'язкості від швидкості зсуву потоку і температури, а стисливі рідини – шляхом введення залежності їх густини від тиску. Задача конкретизується визначенням її геометрії, граничних і початкових умов [5].

Програма для моделювання здатна передбачати як ламінарні, так і турбулентні потоки. Ламінарні потоки виникають при низьких значеннях числа Рейнольдса, коли число Рейнольдса перевищує певне критичне значення, потік стає турбулентним, тобто параметри потоку починають хаотично коливатися. Більшість потоків рідини, які зустрічаються в інженерній практиці, є турбулентними, тому модуль було розроблено в основному для моделювання та вивчення турбулентних потоків. Для прогнозування турбулентних потоків використовуються усереднені за Фавром рівняння Нав'є-Стокса, де враховуються усереднені за часом ефекти турбулентності потоку на параметри потоку, тоді як інші, тобто великомасштабні, залежні від часу явища враховуються безпосередньо. Завдяки цій процедурі в рівняннях з'являються додаткові члени, відомі як напруги Рейнольдса, для яких необхідно надати додаткову інформацію. Щоб закрити цю систему рівнянь, програмний модуль використовує рівняння переносу для турбулентної кінетичної енергії та швидкості її дисипації, так звану модель $k - \varepsilon$ [5].

Масообмін сумішах рідин визначається рівняннями збереження часток. Рівняння, що описують концентрації компонентів суміші, можна записати у вигляді:

У випадку закону дифузії Фіка:

$$D_{mn} = D \cdot \delta_{mn}, \quad D_{mn}^t = \delta_{mn} \cdot \frac{\mu_t}{\sigma}. \quad (2)$$

Між концентраціями видів має місце наступна алгебраїчна залежність:

$$\sum_m y_m = 1 \quad (3)$$

Якщо газоподібна (або рідка) речовина дифундує в газоподібній (або рідкій) рідині (якщо ця рідина тече і переносить іншу речовину, цю рідину зазвичай називають рідиною-носієм), і масова частка цієї речовини у в рідині носія занадто мала, тобто $y \ll 1$, то вона не може вплинути на

$$\frac{\partial \rho y}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\rho y u_i - \frac{\rho R T}{p m} \left(\frac{\mu}{Pr \cdot Le} + \frac{\mu_t}{Pr_t \cdot Le_t} \right) \frac{\partial y}{\partial x_i} \right] = \frac{\partial}{\partial x_i} \frac{m_1 m_2}{m^2} \left[\frac{\rho y v_i - y}{p} \left(\frac{\mu}{Pr \cdot Le} + \frac{\mu_t}{Pr_t \cdot Le_t} \right) \frac{\partial p}{\partial x_i} \right], \quad (4)$$

де ρ – густина рідини-носія і суміші речовини (оскільки $y \ll 1$, то ρ можна вважати густиною рідини-носія); t – час; x_i – i -та компонента використуваної системи координат; u_i – i -та складова швидкості несучої рідини (речовина має однакову швидкість); p – статичний тиск рідини-носія; R – універсальна газова стала; m – молярна маса рідини-носія та суміші речовини; m_1 – молярна маса речовини; m_2 – молярна маса рідини-носія; v_i – питомий об'єм речовини; μ – ламінарна в'язкість рідини-носія; μ_t – турбулентна в'язкість рідини-носія; Pr , Pr_t – ламінарне та турбулентне числа Прандтля несучої рідини; Le , Le_t – ламінарне та турбулентне числа Льюїса несучої рідини.

Рівняння розв'язується в обчислювальній області (або її підобласті) із заданими користувачем граничними умовами, початковими умовами та джерелами об'єму речовини, що переноситься потоком рідини (або газу). В нашому випадку завдання зведено до того, що обчислювальна область визначена як внутрішня порожнина сталерозливного ковша, обумовлена його робочим футеруванням, рідина – це розплав, газ подається через щільну продувальну пробку із заданими умовами, параметри моделювання ідеальні (стальківш розташований строго вертикально).

У процесі моделювання в ковші розраховувалася об'ємна концентрація розплаву в часі при одночасній роботі двох продувальних вузлів з однаковою витратою інертного газу. Стрілки на зображенні демонструють вектори швидкостей, а лінії, що об'єднують стрілки – лінії течії (криві, які проведені в середині потоку так, що в даний момент часу вектори швидкостей у всіх точках цієї кривої дотичні до неї) [5, 6]. Для проведення аналізу та зіставлення результатів між двома рівнями витрати газу, обрані наступні часові проміжки – 0,5 с; 1 с; 2 с; 4 с; 6 с; 12 с; 15 с; 17 с; 23 с та 27 с. На кожному рисунку витрата газу в 300 л/хв зображена у лівій частині, 600 л/хв у правій частині зображення.

На рис. 4, а зображено початок продування сталерозливного ковша на часовій позначці 0,5 с. В цей час ми можемо спостерігати початкову циркуляцію розплаву в області продувальних пробок, до того ж відмінності у правій та лівій частині зображення

властивості потоку рідини-носія (швидкість, тиск, температуру), а потім на розподіл цієї речовини в обчислювальній області через перенесення її потоком рідини та її дифузію в цю рідину. Згідно з цією опцією, дифузія цієї речовини оцінюється в попередньо розрахованому стаціонарному або нестаціонарному потоці рідини-носія шляхом вирішення наступного рівняння, враховуючи нерівномірність концентрації речовини та градієнт тиску рідини-носія (лише для газоподібних рідин) [5]:

практично відсутні або мінімальні. Фіксується повільний рух рідини вздовж стін сталерозливного ковша. Область в середній частині металевої ванни по всій висоті практично не рухається, хоча у варіанті з витратою 600 л/хв ця зона здається візуально меншою, ніж при 300 л/хв.

Часовий проміжок 1,0 с має певні особливості (рис.4, б). Область циркуляції рідини біля продувальних вузлів розширилася і збільшилася в перерізі моделювання, спостерігається характерний турбулентний, нестаціонарний рух рідини. Область «без руху» в середині ванни стала значно меншою і тепер більш явно відрізняється у правій та лівій частинах зображення. Разом з тим, циркуляція розплаву біля стін стала розширюватися від стіни у бік середини (вертикальної осі) ковша. З'явилася нова область руху – в шлаковій зоні, де лінії течії проходять від шлакового поясу ковша всередину ванни до вертикальної осі і потім розділяється. Частина з них спрямована вздовж осі вгору до поверхні ванни, частина – вниз у напрямку днища сталевго ковша. Процес перемішування в обох випадках на рис. 4, б збільшує свою інтенсивність у порівнянні з рис. 4, а.

Початкова стадія продування сталевго ковша закінчується приблизно на четвертій секунді моделювання процесу, див. рис. 4, в. Так можна висловитися ґрунтуючись на тому, що внутрішня область ванни металу «без руху» зменшується на 2,0 с, на часовій позначці в 4,0 с при витраті 300 л/хв перетворюється на маленьку пляму, а при витраті 600 л/хв її більше немає. Рух частинок по паралельних лініях, добре помітний на рис. 4, а та б, тепер вже відсутній. Течія стає неурегульованою, рух частинок зазнає хаотичних змін в напрямі в координатах площини і в часі.

Зони турбулентності з'являються вже в різних місцях металевої ванни, але особливо чітко їх видно при витраті інертного газу в 600 л/хв на четвертій секунді (рис. 4, в).

Відзначається хаотичне та інтенсивне перемішування рідини поблизу стін ковша. В такому режимі продування може вплинути на термін служби робочого футерування стін ковша.

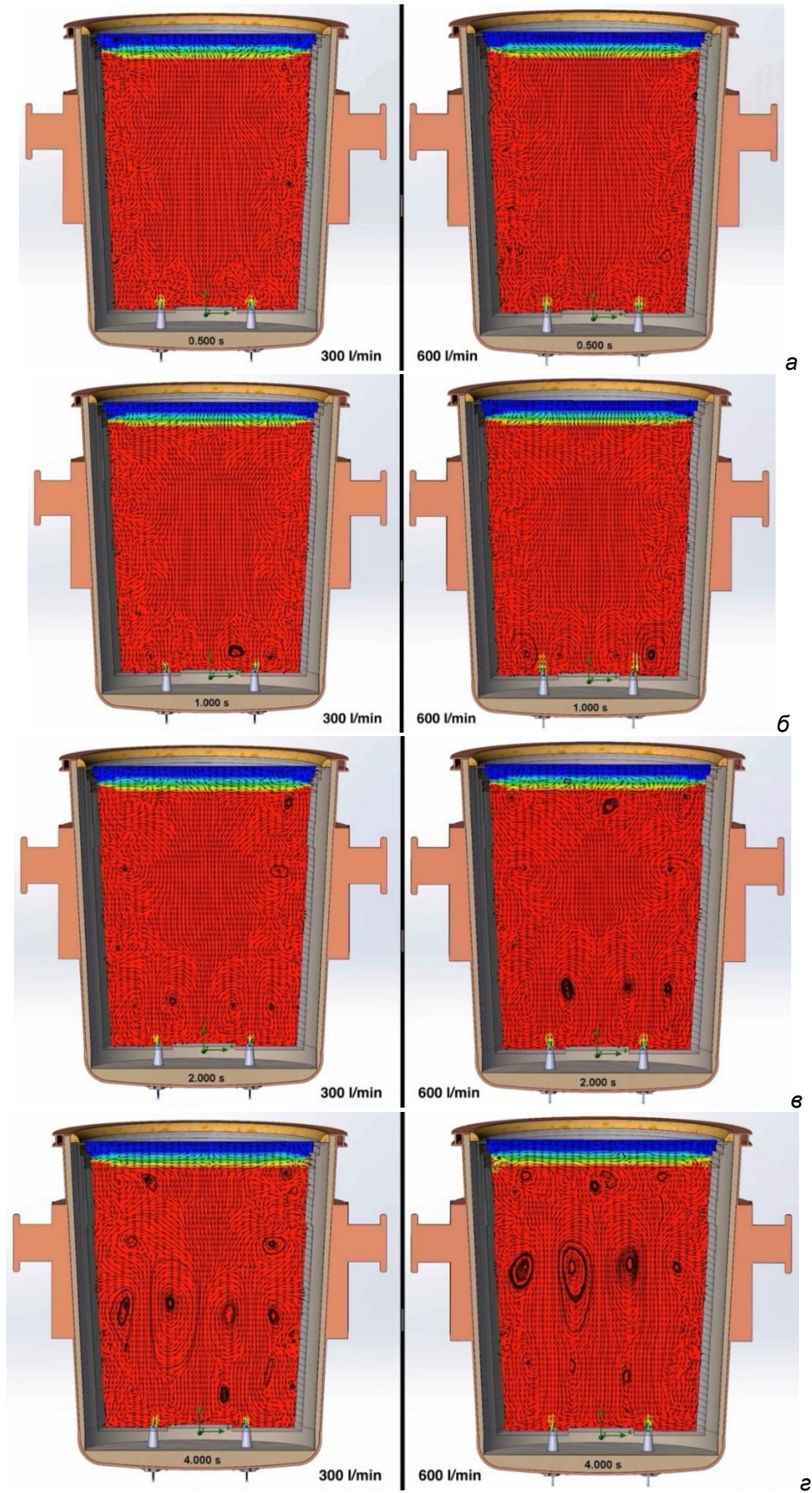


Рис. 4. Продування, часова позначка: а - 0,5 с; б - 1,0 с, в - 2,0 с; г - 4,0 с

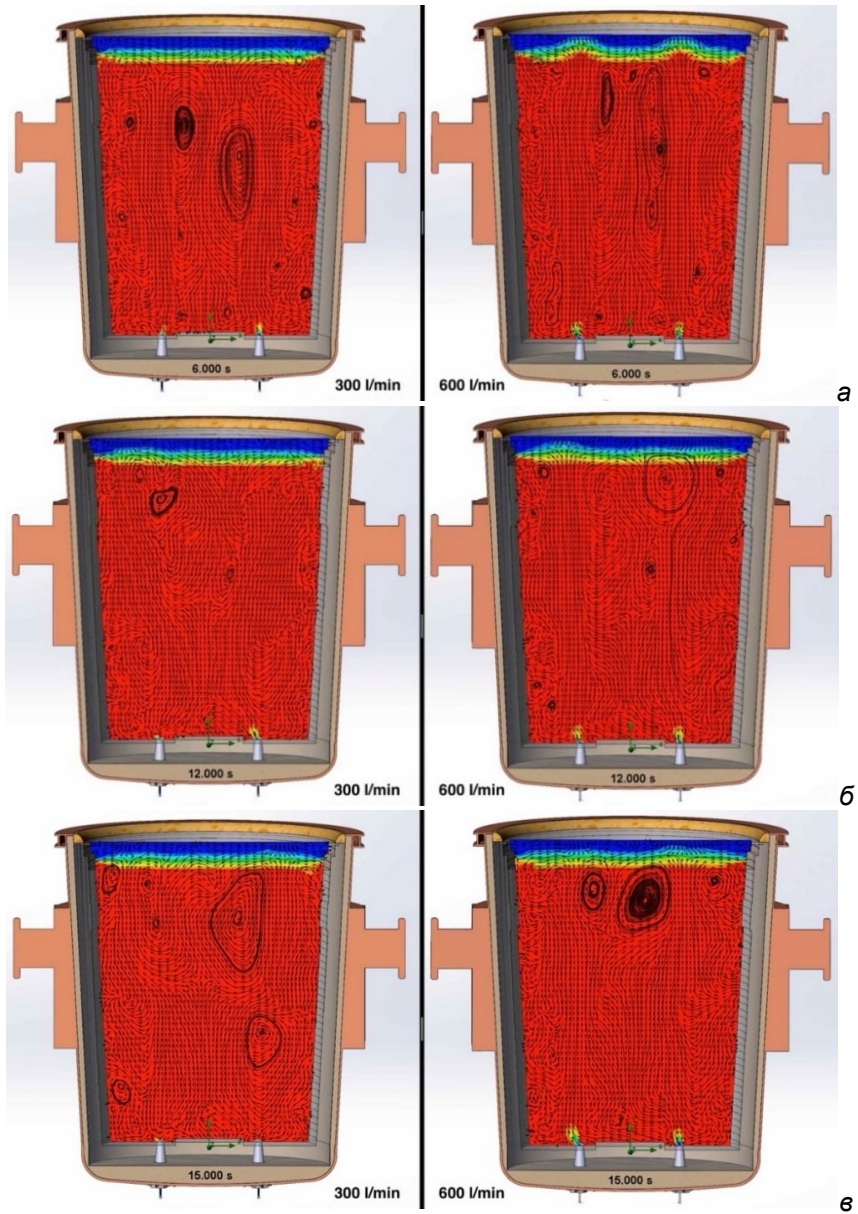


Рис. 5. Продування, часова позначка: а - 6,0 с; б - 12,0 с; в - 15,0 с

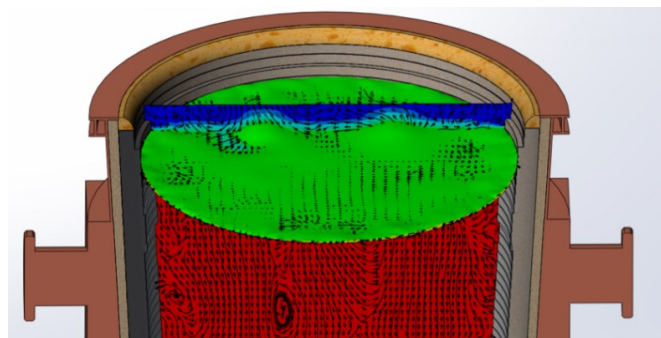


Рис. 6. Збурення при продуванні на 600 л/хв

На рис. 5, а при витраті інертного газу 600 л/хв видно, що потік газу «вертикально пробиває» ванну металу і утворює прямі, лінії течії практично паралельні від продувних пробок на днищі сталківша до шлакової зони вгорі ванни. На поверхні рідини

утворилися дві «хвилі», що нагадують сплески рідини, які при розгляді поверхні з різних проєкцій є хвилеподібним короточасним підйомом рідини округлої форми.

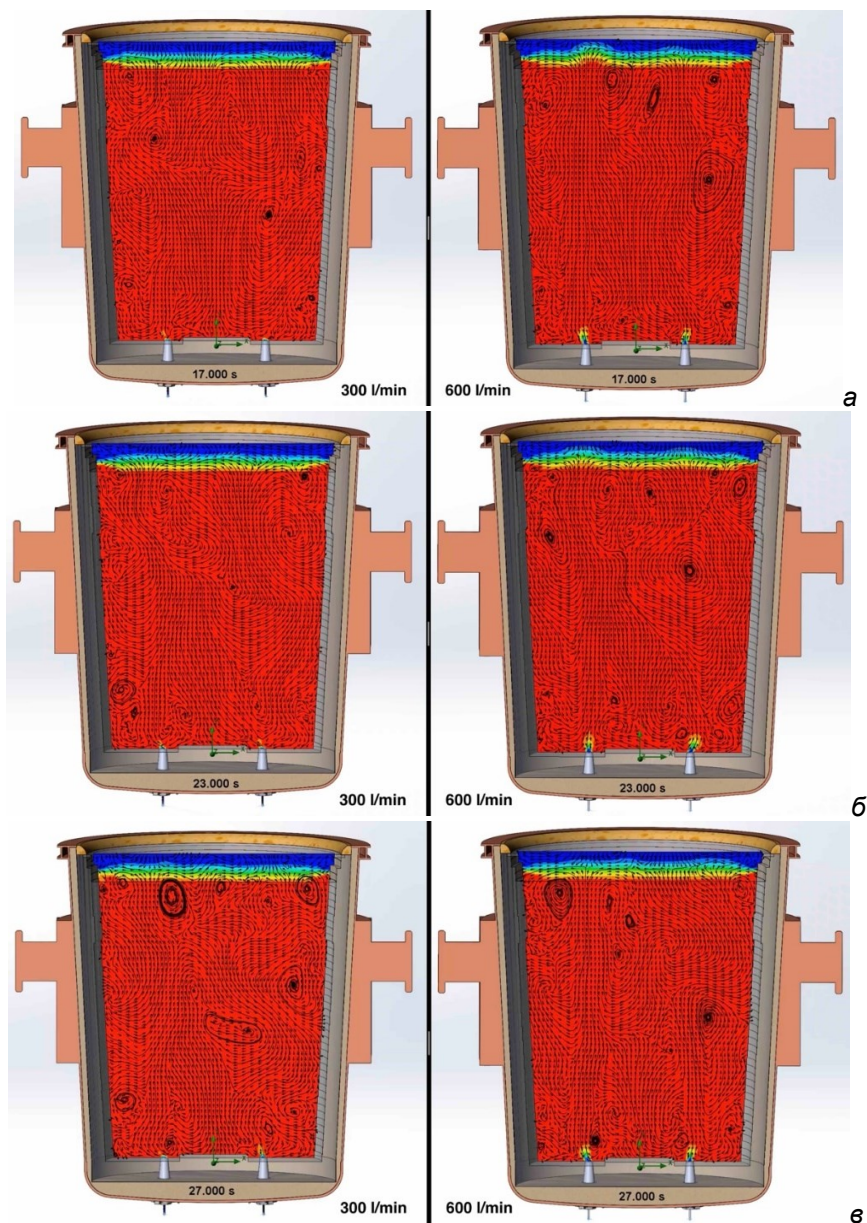


Рис. 7. Продування, часова позначка: а - 17,0 с; б - 23,0 с; в - 27,0 с

Відсутність даного явища в лівій частині зображення наочно показує нижчу інтенсивність вдування інертного газу в ванну. Також видно, що лінії течії не паралельні (або паралельні на менших ділянках і меншою мірою), в шлаковій зоні вони змінюють свій напрямок, поверхня рідини не має виступів, як на правій частині зображення. Стає помітним цікавий момент. Перемішування вже заповнило ванну повністю в обох випадках (300 та 600 л/хв), областей «без руху» не лишилося. Але ж перемішування є непередбачуване, воно не набуло стабільного, постійного характеру.

Розглянемо рис. 5, б і в з позначками часу 12,0 та 15,0 с. Рух частинок рідини характеризується випадковістю зміни траєкторії, турбулентна течія виникає в різних областях металеві ванни, як при витраті газу 300 л/хв, так і при 600 л/хв. На поверхні рідини при 600 л/хв утворюються збурення (див. рис. 6) і тепер їх поява вже має циркулюючий

характер без постійної частоти, з випадковим місцем появи. Можемо відзначити, що з точки зору збурення поверхні ванни, враховуючи можливі сплески і викиди металу з ковша (одночасно не зважаючи на інтенсивність перемішування в ковші), з міркувань безпеки, кращим буде продування з меншою витратою газу. Слід відзначити, що при перемішуванні ванни поблизу стіни сталюковша на проміжках часу в 12,0 та 15,0 с, спостерігається більш «закручені» лінії течії з одночасною появою ділянок турбулентності у безпосередній близькості до стін. В такому режимі продування остаточно буде впливати на термін служби робочого футерування стін ковша.

На рис. 7 зображене продування ванни на часових ділянках 17,0, 23,0 та 27,0 с. Щілинні продувальні пробки демонструють нерівномірне, якоюсь мірою пульсуюче, але постійне і інтенсивне перемішування в об'ємі. Після введення інертного газу в

рідину утворюються бульбашки, вони трансформуються, стикаються та розпадаються під час підйому вгору через взаємодію між рідиною та газом, стінами.

Для порівняння результатів, були взяті витрати інертного газу під час продування в 300 л/хв та 600 л/хв. Була отримана візуалізація ділянок, частково з високою турбулентністю потоків металу, та проаналізований їх можливий вплив на стійкість вогнетривного футерування сталювання:

З точки зору «збурення» поверхні ванни (рис. 6), враховуючи можливі сплески і викиди металу з ковша (одночасно не зважаючи на інтенсивність перемішування), продування при 300 л/хв виглядає більш стабільним та надійним.

Інтенсивність перемішування ванни металу, при використанні продування в 600 л/хв, вище, що може привести до скорочення тривалості прибуття металу в ковші, підвищення продуктивності і стійкості футерування, зниженню питомих витрат.

Інтенсивність перемішування ванни, при використанні продування на 600 л/хв, значно вище також і біля стін, що може призвести до випереджального зносу ділянок футерування.

Інтенсивність перемішування при використанні продування на 300 л/хв не має такої кількості турбулентних завихрень біля стін, що здається більш безпечним для футерування. Але в той же час тривалість перебування металу в ковші збільшується, що може позначитися на футерування негативно.

Отримання більш точних чисельних значень для оцінки часу прибування металу в ковші при тій чи іншій продуктивності перемішування, так само як і більш точна оцінка зносу футеровки в залежності від часу прибування металу в ковші та зносу шляхом вимивання через перемішування, вимагають більш об'ємної поставкі задачі по моделюванню, а також доданням в розрахунок впливу температури та хімічних реакцій процесу плавки.

Перелік посилань

1. Воскобойников В. Г., Еднерал Ф. П., Кудрін В. А., Якушев А. М. Загальна металургія. Видання 2-ге, перероблене; 1973 р.
2. Пашинський В. Ф., Пархоменко Д. М. Довідник металурга - 2-ге вид., перероб. та дод. - Донецьк: Донбас; 1982 р.
3. Дніпровський металургійний комбінат. Виплавка, позапічне оброблення та розливання в злитки конвертерної сталі. Технологічна інструкція – ТІ 230-К320-94; 1994 р.
4. Pa-ha-ge / Viersen, Magnesitwerk Aken GmbH, АО «НТМК». Інструкція по експлуатації продувальних систем; № 06/97; 1997 р.
5. Linmin Li, Baokuan Li, Zhongqiu Liu. Modeling of Gas-Steel-Slag Three-Phase Flow in Ladle Metallurgy: Part II. Multi-scale Mathematical Model. *ISIJ International*. 2017. Vol. 57. №11. P. 1980-1989. <https://web.archive.org/web/20180728114007/https://www.jstage.jst.go.jp/article/i>
6. Технічна довідка. Solidworks Flow Simulation - англійська версія; 2022 р.

References

1. Voskoboynikov, V. G., Edneral, F. P., Kudrin, V. A., & Yakushev, A. M. (1973). *Zagalna metalurgiya*. 2-nd editin
2. Pashinskij, V. F., & Parhomenko, D. M. (1982). *Dovidnik metalurga*. 2-nd editin. Donbas
3. *Viplavka, pozapichne obroblyennya ta rozlivannya v zlitki konverternoyi stali*. (1994). Tehnologichna instrukciya – ТІ 230-К320-94. Dniprovskij metalurgijij kombinat.
4. *Instrukciya po ekspluataciji produvalnih sistem* No. 06/97 (1997). Pa-ha-ge / Viersen, Magnesitwerk Aken GmbH, АО "NTMK"
5. Li, L., Li, B., & Liu, Z. (2017). Modeling of Gas-Steel-Slag Three-Phase Flow in Ladle Metallurgy: Part II. Multi-scale Mathematical Model. *ISIJ International*, 57(11), 1980-1989.
6. *Tehnichna dovidka. Solidworks Flow Simulation - angljska versiya* (2022).

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 04.06.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Селівьорстов В.Ю., Доценко Ю.В., Селівьорстова Т.В.

Перспективи використання комплексного впливу на формування властивостей литого сплаву системи Al-Si в процесі затвердіння

Selivorstov V.Yu., Dotsenko Yu.V., Selivorstova T.V.

Prospects for the development of complex injection molding of the cast alloy of the Al-Si system during the hardening process

Наведено результати аналітичних досліджень ефективності спільного використання процесів впливу тиску та модифікування на кристалізацію сплавів системи Al-Si. Представлено комплексну технологію газодинамічного впливу та модифікування на розплав у ливарній формі, що дозволяє подрібнити структурні складові та підвищити механічні та експлуатаційні властивості литих виробів. Теоретично обґрунтовано доцільність та можливість комплексного впливу модифікуванням та газовим тиском на процес структуроутворення ливарного сплаву АК5М. Виливок «Опорний наконечник стійки конвеєра» із сплаву АК5М (ДСТУ2839-94) масою 1,1 кг заливали при температурі 710 ± 10 °C в підігрійтій і пофарбований чавунний кокіл з мінімальною товщиною стінки 40 мм. Вміст модифікатора (EUTEKTAL T200) у розплаві складає від 0,1 до 0,3 мас.%. Механічні властивості металу виливків визначали за стандартною методикою. Аналіз макроструктури виливків проводили з використанням шкали шпаристості BIAM. Газову шпаристість темплетів виливків визначали на трьох квадратах площиною 1 см^2 кожний. Кількість пор та їхній розмір визначали як середнє арифметичне трьох вимірів. Ступінь шпаристості макрошліфів в балах встановлювали порівнянням їх з еталонами шкали. Проведений аналіз літературних джерел по темі роботи показав, що комплексний вплив на метал, що кристалізується, включає процеси модифікування та накладання тиску є перспективними з точки зору підвищення механічних властивостей сплаву системи Al-Si. Приведені дані свідчать про перспективність розробки та використання комплексних технологій обробки сплавів системи Al-Si як на етапі підготовки розплаву до заливки, так і на етапі формування вилівка безпосередньо в ливарній формі. Внаслідок впровадження зазначеної технології скоротилася кількість браку виливків по рихлотах та газових раковинах на 28 %, збільшилися на 25 % пластичні властивості литого металу, на 15-20 % вдалося знизити кількість модифікатора, а також знизити температуру та час обробки.

Ключові слова: кристалізація сплавів, тиск, модифікування, комплексна технологія, газодинамічний вплив, розплав, ливарна форма, структурні складові, механічні властивості.

The results of analytical studies of the effectiveness of the joint use of the processes of pressure influence and modification on the crystallization of alloys of the Al-Si system are presented. A complex technology of gas-dynamic influence and modification on the melt in the casting mold is presented, which allows to grind the structural components and increase the mechanical and operational properties of the cast products. The expediency and possibility of a complex effect of modification and gas pressure on the structure formation process of the AK5M cast alloy is theoretically substantiated. Casting "Conveyor rack support tip" made of AK5M alloy (DSTU 2839-94) weighing 1.1 kg was poured at a temperature of 710 ± 10 °C into a heated and painted cast iron mold with a minimum wall thickness of 40 mm. The content of the modifier (EUTEKTAL T200) in the melt was from 0.1 to 0.3 wt.%. The mechanical properties of the metal of the castings were determined according to the standard method. Analysis of the macrostructure of castings was performed using the BIAM sparring scale. The gas sparsity of casting templates was determined on three squares with a plane of 1 cm^2 each. The number of pores and their size were determined as the arithmetic mean of three measurements. The degree of roughness of the macrocuts in points was established by comparing them with the standards of the scale. The analysis of literary sources on the topic of the work showed that the complex impact on the crystallizing metal, including the processes of modification and pressure application, is promising from the point of view of improving the mechanical properties of alloys of the Al-Si system. The given data show the prospects of development and use of complex technologies for processing alloys of the Al-Si system both at the stage of preparing the melt for pouring and at the stage of forming the casting directly in the foundry mold. As a result of the implementation of the mentioned technology, the number of defective castings on the bulkheads and gas sinks was reduced by 28%, the plastic properties of the cast metal increased by 25%, it was possible to reduce the amount of modifier by 15-20%, as well as reduce the temperature and processing time.

Key words: crystallization of alloys, pressure, modification, complex technology, gas dynamic influence, melt, casting form, structural components, mechanical properties.

Вступ. Створення нових технологій та підвищення механічних та експлуатаційних характеристик литих виробів є актуальною проблемою ливарного виробництва. При безперервно зростаючих вимогах до підвищення якості виливків та необхідності економії матеріалів традиційні технології

стають дедалі менш ефективними. В теперішній час набувають більшої актуальності комплексні технології, що поєднують процеси рафінування, модифікування та зовнішніх впливів на метал вилівка, що кристалізується в ливарній формі.



Ефективним способом підвищення механічних властивостей сплавів є зміна морфології фаз, що формуються, за рахунок затвердіння і модифікування їх у різко нерівноважних умовах [1, 2]. При цьому створюються умови подрібнення структурних складових, значного підвищення розчинності у твердому стані, пригнічення зростання грубих включень первинних інтерметалідів.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Сплави системи Al-Si використовують, переважно, як конструкційні матеріали, тому саме механічні властивості є основними показниками якості [3]. Одним із способів підвищення механічних властивостей сплавів системи Al-Si є модифікування. Теоретичні засади модифікування кольорових сплавів викладено у роботах М.В. Мальцева, В.І. Напалкова, Г.Б. Строганова, Б.Б. Гуляєва та інших. При цьому розрізняють 2 роду модифікаторів (за П.А. Ребиндером) – модифікування тугоплавкими частинками (інокуляція) і зміна поверхнево-активними елементами (лімітація). У першому випадку використовують правило Данилова-Конобаєвського (принцип розмірно-структурної відповідності) та електронну теорію Ламіхова-Самсонова (акцептуючий критерій $1/Nn$) [3-6]. До модифікаторів алюмінію 1-го роду відносять Ti, Zr, V, TiC, TiB₂ та ін; до модифікаторів алюмінію 2-го роду – B, Sr, Sb, Ba та ін. Вибір модифікаторів для Al-Si сплавів є складнішим завданням, оскільки необхідно подрібнити одночасно дендрити Al і Si. Відповідно до теорії синтезу сплавів (по Б.Б. Гуляєву) одним із критеріїв, що характеризують модифікуючу здатність елементів, є критерій розподілу в кремнії ряду елементів ($\omega_{Si}=10^{-3}\div 10^{-4}$) [7]. Відповідно, до модифікаторів Si відносять ряд наступних елементів: Na-K-Ca-Sr-Ba-Cd-Sb-Bi-B-S-P. Розроблено ефективні комплексні модифікатори сплавів системи Al-Si, що включають модифікатори 1 та 2 родів. Врахування природи сплаву та використання фізико-хімічних критеріїв дозволяє в даний час отримувати високий ефект модифікування при малих та гранично малих добавках елементів (0,1÷0,001% за мас.) [4].

Існують і фізичні методи впливу, що мають модифікуючий ефект, такі як ультразвукова обробка, температурно-часова обробка, накладення на розплав електромагнітного поля та ін. Великий інтерес

викликають процеси, що пов'язані із застосуванням тиску на метал виливків, що кристалізується. Зокрема, у технологічних схемах лиття з кристалізацією сплавів під тиском (ЛКД) тиск, що прикладається на розплав у процесі затвердіння, значно впливає на характер кристалізації [9]. Збільшення швидкості охолодження призводить до відповідного зростання швидкості кристалізації, яка змінюється внаслідок впливу тиску при кристалізації на число центрів та швидкість зростання зародків. Швидкості охолодження зростають залежно від габаритів виливків, температурних умов лиття, методу пресування від 2-3 до 10 і більше разів. Підвищення швидкості охолодження кольорових сплавів, що являють собою системи з обмеженою розчинністю, призводить до зміни структури та легування твердого розчину, пов'язаного з дендритною ліквідацією та утворенням квазіевтектики. На сьогоднішній день мало відомостей про використання комбінованих технологій, що впливають на структурні складові металу, і тим самим підвищують його службові властивості.

Метою роботи є теоретичне обґрунтування доцільності та можливості комплексного впливу модифікуванням та газовим тиском на процес структуроутворення ливарного сплаву системи Al-Si.

Завдання дослідження. Аналіз ефективності технології модифікування та газодинамічного впливу на сплав АК5М, що твердіє в металевій формі.

Матеріали та методи дослідження. Вилівок «Опорний наконечник стійки конвеєра» із сплаву АК5М (ДСТУ2839-94) масою 1,1 кг заливали при температурі 710 ± 10 °C в підігрійтій і пофарбований чавунний кокіл з мінімальною товщиною стінки 40 мм. Схема виливка представлена на рисунку 1. Вміст модифікатора (EUTEKTAL T200) у розплаві складав від 0,1 до 0,3 мас.%. Механічні властивості металу виливків визначали за стандартною методикою. Аналіз макроструктури виливків проводили з використанням шкали шпаристості ВІАМ (рис. 2): бал 1 – дрібна шпаристість; бал 2 – знижена шпаристість; бал 3 – середня шпаристість; бал 4 – підвищена шпаристість; бал 5 – висока шпаристість.

Газову шпаристість темплетів виливків визначали на трьох квадратах площиною 1 см² кожний (рис. 3).

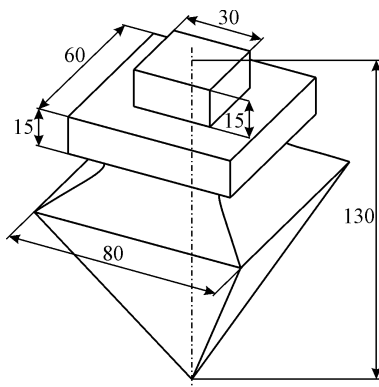


Рисунок 1 – Схема виливка «Опорний наконечник стійки конвеєра»

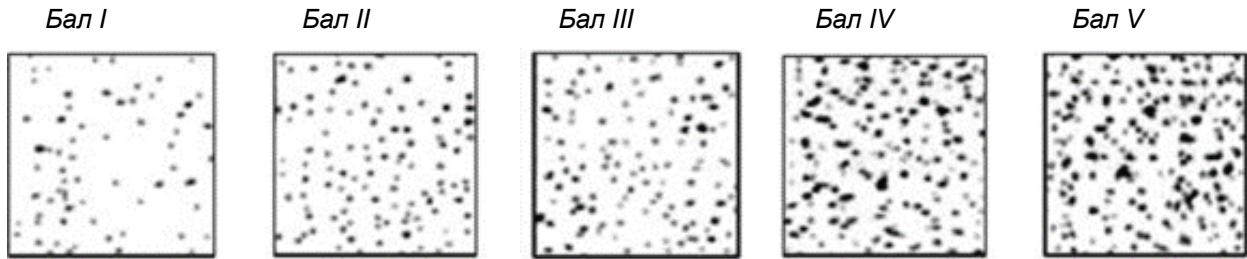


Рисунок 2 – Шкала шпаристості VIAM

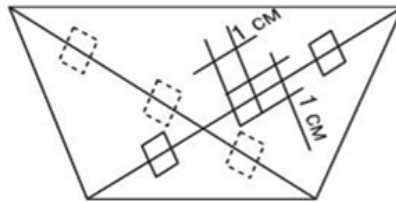


Рисунок 3 – Схема розташування квадратів на макрошліфах

Кількість пор та їхній розмір визначали як середнє арифметичне трьох вимірів. Ступінь шпаристості макрошліфів в балах встановлювали порівнянням їх з еталонами шкали.

Результати досліджень. Дія тиску на кристалізацію сплавів системи Al-Si проявляється у подрібненні структурних складових. Тиск сприяє збільшенню взаємної розчинності компонентів сплавів, а також змінює евтектичну концентрацію сплавів.

Збільшення розчинності компонентів пояснюється загальмовуванням первинної дифузії, яка має місце при переході сплаву з рідкого стану в твердий. Для розуміння ж усунення евтектичної точки необхідно розглянути зміну діаграми стану під впливом тиску.

На рисунку 4 представлено частину діаграми стану Al-Si. Штриховими лініями нанесено діаграму, яка виходить при дії тиску. Діаграма побудована на підставі розрахунків, виконаних за рівнянням логарифміки розчинності Шредера для бінарних систем [10]:

$$\ln X = \frac{Q_a}{2} \left(\frac{1}{T_a} - \frac{1}{T} \right); \quad (1)$$

$$\ln(1 - X) = \frac{Q_b}{2} \left(\frac{1}{T_b} - \frac{1}{T} \right); \quad (2)$$

де X – мольна концентрація компонента А; $(1-X)$ – мольна концентрація компонента В; Q_a – прихована теплота плавлення компонента А; Q_b – прихована теплота плавлення компонента В; T_a – температура плавлення компонента А; T_b – температура плавлення компонента В; T – поточна температура плавлення.

При розрахунках приймалося, що температура плавлення чистого алюмінію підвищується на $6,3 \times 10^{-3}$ °C на кожен атмосферу тиску, а температура плавлення чистого кремнію відповідно знижується на $5,8 \times 10^{-3}$ °C.

Виконані виходячи з цього розрахунки показали, що зміщення евтектичної точки для діаграми Al-Si

становить 0,003% на кожен атмосферу тиску. Зміщення відбувається у бік кремнію.

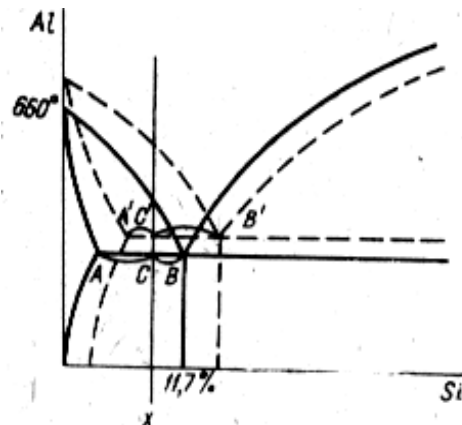


Рисунок 4 – Зміна діаграми стану Al-Si при дії тиску [10]

На рисунку 5 показано зміну положення прикордонних ліній діаграми стану системи Al-Si при модифікуванні натрієм. Під впливом модифікатора склад евтектики зрушується у бік підвищеної концентрації кремнію [11].

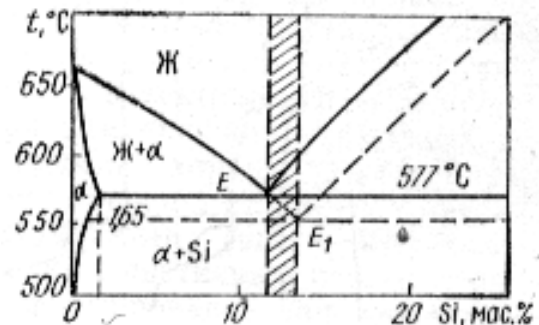


Рисунок 5 – Зміна положення прикордонних ліній діаграми стану системи Al-Si при зміні натрієм. Суцільні лінії – рівноважна діаграма стану [11]

Наведені дані показують, що проведення процесу кристалізації при впливі модифікування або тиску призводить до зсуву в область більш високих концентрацій другого компонента нерівноважних ліквідусу і солідусу з одночасним підвищенням температури евтектики, що дає підстави для використання комбінованих способів впливу на процес структуроутворення.

На кафедрі ливарного виробництва Українського державного університету науки і технологій розроблена технологія газодинамічного впливу на рідкий метал та метал, що кристалізується в ливарній формі [12, 13]. Результати лабораторних досліджень та промислових випробувань показали підвищення механічних властивостей литого металу та зниження браку за шпаристістю при виробництві виливків.

Зокрема, при виробництві виливків деталей «Опорний наконечник стійки конвеєра», що виготовляються зі сплаву АК5М способом лиття в кокіль, в порядок технологічних операцій виготовлення

Таблиця 1 – Механічні властивості сплаву АК5М

№ зразка	σ_e , МПа		НВ		δ , %	
	ТТ	ГДВ	ТТ	ГДВ	ТТ	ГДВ
1	162,2	185,2	70	73	1,0	1,27
2	161,8	184,8	68	72	0,9	1,26
3	162,1	185,3	68	73	0,9	1,27

Обговорення результатів. Приведені дані свідчать про перспективність розробки та використання комплексних технологій обробки сплавів системи Al-Si як на етапі підготовки розплаву до заливки, так і на етапі формування виливка безпосередньо в ливарній формі. Внаслідок впровадження зазначеної технології скоротилася кількість браку виливків по рихлотах та газових раковинах на 28 %, збільшилися на 25 % пластичні властивості литого металу, на 15-20 % вдалося знизити кількість модифікатора, а також знизити температуру та час обробки.

Висновки

1. Проведений аналіз літературних джерел по темі роботи показав, що комплексний вплив на метал, що кристалізується, включає процеси модифікування та накладання тиску є перспективними з точки зору підвищення механічних властивостей сплавів системи Al-Si.

вилівка були включені наступні етапи: проведення рафінування (препарат DEGASAL T 200) і введення модифікатора EUTEKTAL T 200), введення в робочу порожнину форми пристрою для подачі газу оригінальної конструкції, витримка виливки з пристроєм протягом заданого проміжку часу, подача газу (аргону) з початковими показниками тиску 0,15 - 0,2 МПа, наступне нарощування тиску до 1 - 1,1 МПа та витримка під тиском до повного затвердіння виливка.

В результаті газодинамічної дії унеможливується повне перемерзання живильника-надливу до затвердіння теплового вузла та відбувається примусове переміщення розплаву із верхньої частини виливка, забезпечуючи більш сприятливий процес живлення. При комбінованому впливі на процес кристалізації в результаті модифікування та газодинамічного впливу (ГДВ) підвищуються механічні властивості сплаву в порівнянні з металом, що отриманий за традиційною технологією (ТТ) (табл. 1).

2. Проведення процесу кристалізації при впливі модифікування або тиску призводить до зсуву в область більш високих концентрацій другого компонента нерівноважних ліквідусу та солідусу. Варіювання величини тиску при кристалізації та кількості модифікатора призводить до зміни співвідношення фаз у структурі евтектичних сплавів, що впливає на механічні та експлуатаційні властивості виливків.

3. Розроблена комплексна технологія газодинамічного впливу на розплав у ливарній формі та модифікування дозволяє досягти стійкого ефекту подібнення кристалічної структури, зниження макрота мікродфектів та підвищення механічних властивостей сплаву АК5М, що твердіє в неохолоджуваному кокілі у порівнянні з традиційною технологією: тимчасовий опір збільшується з 161-162 МПа до 184-185 МПа (11 – 12%), твердість – з 68-70 НВ до 184-185 НВ, відносно подовження з 0,9 – 1% до 1,26 – 1,27% (26 – 27%).

Перелік посилань

1. Nemenenok B.M. Teoriya i praktika kompleksnogo modifitsirovaniya siluminov. - Mn. Tekhnoprint, 1999. – 272 s.
2. Effect of Additions of Ceramic Nanoparticles and Gas-Dynamic Treatment on Al Casting Alloys / K. Borodianskiy, V. Selivorstov, Y. Dotsenko, M. Zinigrad // Metals. - Basel, Switzerland, 2015. - Volume 5, Issue 4 (December 2015). – P. 2277-2288 <https://www.mdpi.com/2075-4701/5/4/2277>.
3. Siluminy. Atlas mikrostruktur i fraktogramm promyshlennykh splavov: Sprav. Izd. / Prigunova A.G., Belov N.A., Taran Yu.N. i dr. – M.: MISIS, 1996. – 175 s.
4. Nikitin V.I., Nikitin K.V. Nasledstvennost' v litykh splavakh. Izd. 2-ye, pererab. i dop. M.: Mashinostroyeniye – 1, 2005. – 476.
5. Taran Yu.N., Mazur V.I. Struktura evtekticheskikh splavov. M.: Metallurgiya, 1978. 312 s.
6. Kimstach G.M., Mukhovetskiy YU.P., Borisov V.D. i dr. O modifitsirovaniy Al-Si splavov. – Liteynoye proizvodstvo, 1981, №10, s. 7-8.
7. Gavrilin I.V. Plavleniye i kristallizatsiya metallov i splavov. Vladimir: VGU, 2000, 260 s.

8. Gulâev B.B. Sintez splavov. M.: Metallurgîâ, 1984. – 160 s.
9. Borisov G.P. Davleniye v upravlenii liteynymi protsessami. – K.: Naukova dumka, 1988.– 271 s.
10. V.V. Markov, A.A. Ryzhikov. Voprosy kristallizatsii splavov pod vysokim davleniyem // Teploobmen mezhdru otlivkoy i formoy. – Minsk: «Vysheyshaya shkola», 1967. – S. 71-74.
11. Modifitsirovaniye siluminov strontsiyem / I.N. Ganiyev, P.A. Parkhutik, A.V. Vakhobov, I.Yu. Kupriyanova; Pod red. K.V. Gorelova. – Mn.: Nauka i tekhnika, 1985. – 143 s.
12. Deklaratsiynnyy patent, Ukrayina MPK (2006) V22D 18/00 Sposib otrymannya vylyvkiv/ Seliv'orstov V.Yu., Khrychikov V.YE., Dotsenko Yu.V. № 28858 zayavl. 03.08.2007, opubl. 25.12.2007 Byul. № 21.
13. Deklaratsiynnyy patent, Ukrayina MPK (2006) V22D 18/00 Prystriy dlya otrymannya vylyvkiv/ Seliv'orstov V.Yu., Khrychikov V.YE., Dotsenko Yu.V. № 28859 zayavl. 03.08.2007, opubl. 25.12.2007 Byul. № 21.

References

1. Nemenenok, B. M. (1999). *Teoriya i praktika kompleksnogo modifitsirovaniya siluminov*. Tekhnoprint
2. Borodianskiy, K., Selivorstov, V., Dotsenko, Y., & Zinigrad, M. (2015). Effect of Additions of Ceramic Nanoparticles and Gas-Dynamic Treatment on Al Casting Alloys. *Metals*, 5(4), 2277-2288. <https://www.mdpi.com/2075-4701/5/4/2277>
3. Prigunova, A. G., Belov, N. A., Taran, Yu. N. et al. (1996). *Siluminy. Atlas mikrostruktur i fraktogramm promyšlen-nyh splavov*. MISIS
4. Nikitin, V. I., & Nikitin, K. V. (2005). *Nasledstvennost v litykh splavakh*. 2-nd edition. Mashinostroyeniye
5. Taran, Yu. N., & Mazur, V. I. (1978). *Struktura evtekticheskikh splavov*. Metallurgiya
6. Kimstach G. M., Mukhovetskiy Yu. P., & Borisov V. D. et al. (1981). O modifitsirovanii Al-Si splavov. *Liteynoye proizvodstvo*, (10), 7-8
7. Gavrilin, I. V. (2000). *Plavleniye i kristallizatsiya metallov i splavov*. VGU
8. Gulâev, B. B. (1984). *Sintez splavov*. Metallurgia
9. Borisov, G. P. (1988). *Davleniye v upravlenii liteynymi protsessami*. Naukova dumka
10. Markov, V. V., & Ryzhikov, A. A. (1967). Voprosy kristallizatsii splavov pod vysokim davleniyem. *Teploobmen mezhdru otlivkoy i formoy*. Vysheyshaya shkola, 71-74.
11. Ganiyev, I. N., Parkhutik, P. A., Vakhobov, A. V., & Kupriyanova, I. Yu. (1985). *Modifitsirovaniye siluminov strontsiyem*. Nauka i tekhnika
12. Selivorstov V. Yu., Khrychikov V. Ye., & Dotsenko Yu. V. (2007). *Sposib otrymannya vylyvkiv*. (Patent No. 28858) State Department OF Intellectual Property. <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/311473/>
13. Selivorstov V. Yu., Khrychikov V. Ye., Dotsenko Yu. V. (2007) *Prystriy dlya otrymannya vylyvkiv*. (Patent No. 28859). State Department OF Intellectual Property. <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/311374/>

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 16.05.2024
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Velychko K.O., Mianovska Ya.V., Kamkina L.V.

Regulation of carbon and phosphorus content in manganese alloys when processed in an oxidizing gas environment or oxide system

Величко К.О., Мяннівська Я.В., Камкіна Л.В.

Регулювання вмісту вуглецю та фосфору в марганцевих сплавах при обробці в окислювальному газовому середовищі або оксидній системі

Purpose: Determination of rational methods for reducing the carbon and phosphorus content in manganese alloys. **Research methodology:** Thermodynamic calculations and experimental studies of decarbonization and dephosphorization of a high-phosphorus manganese alloy. **Research materials:** As a high-carbon ferromanganese with a high phosphorus content, a related metal (manganese alloy) obtained during the production of low-phosphorus slag at the Nikopol Ferroalloy Plant was used. Rolling scale was used as an oxidant, with a composition of FeO - 59.5 wt. %; Fe₃O₄ - 38.9 wt. %. **Research results:** The features of dephosphorization of manganese alloys are considered. According to the adopted "classical" technology, a useful product of dephosphorization of manganese concentrates is manganese slag with a low phosphorus content. Oxidation of phosphorus dissolved in the metal can occur as a result of its interaction with oxygen in the gas phase. The higher the basicity of the manganese slag, the greater the probability of phosphorus oxidation. Given the basicity of the slag, the higher the FeO content in it, the better the conditions for removing phosphorus from the metal. The process of dephosphorization of the associated metal includes the oxidation of phosphorus, the binding of phosphorus oxide into strong compounds (phosphates) and their transition to the slag phase. **Scientific novelty:** The associated metal includes silicon, which has a much higher affinity for oxygen than phosphorus; then, naturally, it will first be oxidized with the formation of silicon oxide with a melting point much higher than the temperature of experimental studies. **Practical significance:** The results obtained show that when oxidizing the associated metal with iron scale at a specific consumption of 114 kg/t of metal, the total degree of silicon extraction was 88.16%, phosphorus - 71.03%. At the same time, the manganese content in the metal decreased by 6.48% due to the recovery of rolling scale. **Key words:** manganese alloys, dephosphorization, decarburization, oxidant, rolling scale, ferromanganese, phosphorus oxidation, slag phase, silicon oxidation.

Мета: Визначення раціональних методів зниження вмісту вуглецю та фосфору в марганцевих сплавах. **Методологія дослідження:** Термодинамічні розрахунки та експериментальні дослідження декарбонізації та дефосфорування високофосфористого марганцевого сплаву. **Матеріали дослідження:** Як високовуглецевий феромарганець з високим вмістом фосфору використовувався супутній метал (марганцевий сплав), отриманий при виробництві низькофосфористого шлаку на Нікопольському феросплавному заводі. В якості окиснювача використовувалася прокатна окалина, складом FeO – 59,5 мас. %; Fe₃O₄ – 38,9 мас. %. **Результати дослідження:** Розглянуто особливості дефосфорування марганцевих сплавів. Згідно з прийнятою «класичною» технологією, корисним продуктом дефосфорування марганцевих концентратів є марганцевий шлак з низьким вмістом фосфору. Окислення фосфору, розчиненого в металі, може відбуватися внаслідок його взаємодії з киснем у газовій фазі. Чим вища основність марганцевого шлаку, тим більша ймовірність окислення фосфору. Враховуючи основність шлаку, чим вищий у ньому вміст FeO, тим кращими є умови для видалення фосфору з металу. Процес дефосфорування супутнього металу включає окислення фосфору, зв'язування оксиду фосфору в міцні сполуки (фосфати) та їх перехід у шлакову фазу. **Наукова новизна:** До складу супутнього металу входить кремній, який має набагато вищу спорідненість до кисню, ніж фосфор; тоді, природно, він спочатку буде окислюватися з утворенням оксиду кремнію з температурою плавлення значно вищою, ніж температура експериментальних досліджень. **Практична значимість:** Отримані результати показують, що при окисненні супутнього металу залізною окалиною при питомій витраті 114 кг/т металу, загальний ступінь вилучення кремнію склав 88,16%, фосфору – 71,03%. При цьому вміст марганцю в металі зменшився на 6,48% за рахунок відновлення прокатної окалини. **Ключові слова:** марганцеві сплави, дефосфорування, зневуглецювання, окиснювач, прокатна окалина, феромарганець, окислення фосфору, шлакова фаза, окислення кремнію.

Introduction

The considerable interest of metallurgists in the development of methods for refining manganese alloys is explained by the need to significantly reduce the phosphorus content in alloys and steels, the main source of which is manganese ores. Refining melts obtained on their basis in oxidizing conditions by blowing the melts with gaseous oxygen or by adding solid oxidants is considered ineffective. Under these conditions, part of

manganese, an element with a higher chemical affinity for oxygen, can also pass into the slag along with phosphorus. The formed slag based on oxides of these elements, saturated with phosphorus, is a technogenic waste that is difficult to dispose of. A rational solution to problems of this type will allow obtaining an additional amount of steels and alloys, while increasing the coefficient of through-extraction of valuable alloying elements from the starting raw materials with a



guaranteed low loss. In modern industrial production, special requirements are placed on the consumer characteristics of steel, which largely depend on the composition and undesirable impurities. For most grades of steel, such an impurity is phosphorus, the main source of which is manganese ferroalloys. Smelting ferroalloys with the required phosphorus content is possible only if production is provided with low-phosphorus manganese raw materials. In this regard, the production of ferroalloys standard for phosphorus requires preliminary dephosphorization of concentrates.

Existing methods of refining alloys based on manganese and other elements with a high chemical affinity for oxygen can be divided into several groups according to their physicochemical nature, technological features and type of product obtained.

By the aggregate state of the refining object: refining the alloy in a solid or liquid state to obtain a product - a low-phosphorus manganese alloy and waste, which is a slag saturated with phosphorus compounds.

By the type of main reactions that ensure intensive and fairly complete conversion of phosphorus in a given direction: oxidative, reductive, redox or exchange type.

By the direction of the main refining reaction that ensures the conversion of phosphorus: from the metal to the slag phase in order to obtain a manganese-based metal alloy with a low phosphorus content in it with the achievement of high values of the phosphorus distribution coefficient between the slag and the metal; from the metal to the gas phase by forming its volatile compounds; with phosphorus remaining in the metal phase to obtain low-phosphorus manganese slag.

By the temperature of metal refining: it is most expedient to refine metals and alloys at a temperature that corresponds to the given technological scheme of their production. For example, when refining vanadium slags by blowing with oxygen, the initial physically cold cast iron with a temperature of 1250...1300°C is used. The initial temperature of the accompanying manganese alloy is 1320...1350°C.

By the number of individual stages that solve the corresponding technological tasks by carrying out both reduction and oxidation reactions. With the accumulation of new data, the above classification can be expanded or refined.

1. Relevance of the problem

High-carbon ferromanganese grade FMn70 with 0.35% phosphorus increases the concentration of phosphorus in steel by 3-5 times [1]. In structural steel with a manganese content of 0.5-1%, FMn70 contributes only 0.003-0.005% phosphorus, which is 5-10 times lower than the requirements of the standards. However, in [2] it is shown that in this case, reducing the phosphorus concentration to thousandths of a percent can significantly increase the plastic and fatigue properties of the metal. According to the accepted "classical" technology, the useful product of dephosphorization of manganese concentrates is low-phosphorus manganese slag.

A by-product is an associated alloy with a high

phosphorus content, composition, %: Mn 45-55; P 3-4; Si 0.2-0.5; C 3.0-4.0 and other impurities. The formation of an associated high-phosphorus manganese alloy, which has no consumer value, leads to the loss of manganese with this associated alloy, which amounts to 12-22% of the given amount of manganese in an electric furnace with manganese concentrate.

proposed calcium and its alloys as reagents for the dephosphorization of manganese alloys under reducing conditions. However, calcium has a greater affinity for carbon and binds to carbon more readily than to phosphorus, reducing its effectiveness in removing phosphorus. This dephosphorization method is not practical for high-carbon manganese alloys. An increased silicon content in the metal melt reduces the efficiency of its dephosphorization. Therefore, it is necessary to reduce the silicon content by any conventional method below 0.6% by weight.

2. Analysis of literature data

An increase in the specific phosphorus content (P/Mn) in manganese ore raw materials necessitates an increase in the consumption of low-phosphorus slag to produce ferroalloys with a low phosphorus content. A feature of the electrometallurgical method of dephosphorization of ore and concentrates and one of its main disadvantages is the need to increase the silica content in the slag to 25-26% for a batch process and 29-31% for a continuous process (18-20% in the original concentrate) [3, 4]. An increase in SiO₂ in the slag is necessary to impart high fluid mobility to the slag and create conditions for complete separation by density of the slag and particles of the high-phosphorus accompanying metal. The use of low-phosphorus slag in the smelting of ferromanganese has a negative impact on the quality of the alloy due to the greater amount of silica that is introduced by the slag compared to concentrates, and this leads to an increase in the phosphorus content in the alloy [5]. However, obtaining ferromanganese with <0.55% P and silicomanganese with <0.5% P using only manganese agglomerates is practically impossible.

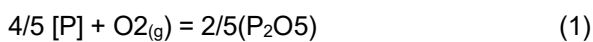
A reduction in SiO₂ is achieved by smelting pig-grade low-phosphorus slag with a high content of Na₂O and K₂O by introducing alkali aluminosilicates into the charge, for example pegmatite (8-10% Na₂O + K₂O; 13-15% Al₂O₃; 70-75% SiO₂) [4, 6, 7]. The authors of [8] proposed calcium and its alloys as reagents for the dephosphorization of manganese alloys under reducing conditions. However, calcium has a greater affinity for carbon and binds to carbon more readily than to phosphorus, reducing its effectiveness in removing phosphorus. This dephosphorization method is not practical for high-carbon manganese alloys. An increased silicon content in the metal melt reduces the efficiency of its dephosphorization. Therefore, it is necessary to reduce the silicon content by any conventional method below 0.6% by weight.

The best results are obtained when the manganese alloy has a silicon content of no more than 0.1%. The greatest efficiency of desiliconization is achieved by introducing oxidizing agents and fluxes into the melt. The

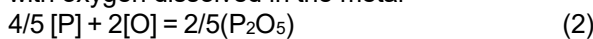
oxidizing agent can be in the form of gases (O_2 and CO) or in the form of solid particles of iron and manganese oxides or alkali and alkaline earth metal carbonates, barium oxide. Analysis of thermodynamic data shows that during the dephosphorization of ferromanganese, the formation of gaseous phosphorus or its gaseous compounds PH_3 , PC_{13} , PC_{15} , the formation of phosphides of the Ca_3P_2 type under reducing conditions, and under oxidizing conditions of orthophosphates $Ca_3(PO_4)_2$: Na_3PO_4 [9-13].

It is known that reductive dephosphorization occurs most intensively at high temperatures. In addition, this type of dephosphorization is associated with the consumption or formation of very active compounds, such as alkaline earth metal phosphides. Oxidative dephosphorization occurs most intensively at low temperatures and, as a rule, is associated with the consumption of relatively inexpensive, non-scarce materials [14-16]. To dephosphorize manganese alloys, low-melting reagents and mixtures can be used: calcium chloride; sodium chloride; mixtures thereof; sodium chloride and soda and others. Dephosphorization of manganese alloys only with melts of calcium chloride, as well as a mixture of calcium chloride and sodium chloride, allows one to obtain only a slight reduction in phosphorus content (by 11-25%) [17]. Higher dephosphorization rates were obtained when using low-melting salts with the addition of oxygen-containing components [18-24]. It has been shown that when treated with mixtures of this composition, the degree of dephosphorization of manganese alloys increases, which depends on the amount and ratio of salts used. In parallel with the dephosphorization process, carbon removal occurs, and carbon is removed to a greater extent from alloys with a high phosphorus content. Thus, when processing manganese alloys with molten salts, solid-phase dephosphorization occurs, and the phosphorus content in the alloys decreases by 62-75%, especially when processing mixtures of sodium-containing compounds. Solid-phase dephosphorization technology is of interest not only in terms of producing low-phosphorus manganese alloys, but also for recycling fines obtained during casting, crushing and fractionation of alloys.

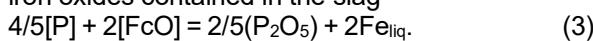
Oxidation of phosphorus dissolved in a metal can occur as a result of its interaction with oxygen in the gas phase according to the reaction



$AG^\circ = -618\,000 + 175,0 T$,
with oxygen dissolved in the metal



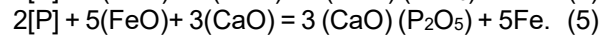
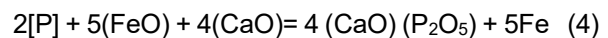
$AG^\circ = -384\,000 + 170,24 T$,
iron oxides contained in the slag



$AG^\circ = -142\,000 + 65,48 T$.

In all cases, the oxidation of phosphorus dissolved in the metal is accompanied by the release of heat. When phosphorus is oxidized by oxygen gas, a significant amount of heat is released. In some processes associated with the processing of phosphorous cast iron

(for example, in the Thomas process), the metal is heated due to the heat from the oxidation of phosphorus. An increase in the oxidation of the slag promotes the oxidation of phosphorus, and, conversely, a decrease in the activity of iron oxides in the slag complicates the occurrence of these processes. The presence in the metal of increased amounts of easily oxidized impurities (Si, Mn, C, etc.) complicates the process of phosphorus removal, since these impurities interact with iron oxides and the oxidation of the slag decreases. To remove phosphorus from the metal and retain it in the slag, it is necessary to reduce the activity of P_2O_5 in the slag. This is achieved by adding lime (or limestone) to the main slag. The main component of lime, CaO , interacts with P_2O_5 , forming strong compounds such as $(CaO)(P_2O_5)$ or $(CaO)_3(P_2O_5)$. When metal interacts with slag containing iron and calcium oxides, the following reactions occur:



Analysis of the above reactions shows that for a given slag oxidation, the higher its basicity, the greater the likelihood of phosphorus oxidation. Given the basicity of the slag, the higher the FeO content in it, the better the conditions for removing phosphorus from the metal

Results of experimental studies.

As high-carbon ferromanganese with a high phosphorus content, an associated metal (manganese alloy) was used, obtained during the production of low-phosphorus slag at the Nikopol Ferroalloy Plant. The process of dephosphorization of associated metal involves the oxidation of phosphorus, the binding of phosphorus oxide into strong compounds (phosphates) and their transfer to the slag phase. Mill scale was used as an oxidizing agent (composition, wt.%: FeO - 59.5; Fe_3O_4 - 38.9). The composition of the associated metal includes silicon, which has a significantly higher affinity for oxygen than phosphorus; then, naturally, it will oxidize first to form silicon oxide with a melting point significantly higher than the temperature of experimental studies.

To form a low-melting slag on the surface of the melt (with a melting temperature of less than $1300^\circ C$ of the ternary system SiO_2 - CaO - Al_2O_3 (SiO_2 - 62%; CaO - 23%; Al_2O_3 - 15%)) additives of lime and alumina were introduced. The amount of additives was determined based on the possible formation of SiO_2 as a result of complete oxidation of silicon in the associated metal due to oxygen in the scale.

The process of dephosphorization of associated metal consists of two stages: oxidation of silicon and conversion of its oxide into low-melting slag (first stage); oxidation of phosphorus, binding it into strong phosphates and transferring them to the slag phase (second stage). A sample of the associated metal was melted in an alumina crucible placed in a Tamman furnace. The melt temperature (in the experiments it was $1300^\circ C$) was periodically monitored with an immersion thermocouple (BP 5/20). After melting the associated

metal, we measured the temperature, removed the resulting slag from its surface and took a metal sample for chemical analysis. Then scale was added in

portions to the clean surface of the melt (based on the complete oxidation of all the silicon of the associated metal).

Table 1. Dynamics of changes in the concentrations of silicon and phosphorus in manganese alloy when treated with oxide mixtures

Stage	Material	Metal composition, %		
		Si	P	Mn
Initial sample	Initial high-phosphorus metal	u	1.6	64.60
Sample No. 1	Oxidation of silicon by scale	0.76	1.45	64.71
Sample No. 2	Slag removal CaO, Al ₂ O ₃ Oxidation of silicon, phosphorus	0.36	1.37	66.86
Sample No. 3	Slag removal. Oxidation of silicon, phosphorus	0.09	0.42	58.23

The specific consumption of scale was 57 kg/t of metal. The specific consumption of slagforming agents (lime and alumina) for the formation of low-melting slag on the surface of the melt was 8.8 kg/t of metal (for lime) and 5.8 kg/t of metal (for alumina). To accelerate the assimilation of additives, the melt was forcibly mixed with a molybdenum rod. After the formation of a liquid-mobile slag phase, a metal sample was taken for chemical analysis. Then all the slag was removed from the surface of the melt (by freezing it onto a steel rod). In order to determine the completeness of silicon oxidation, as well as the possibility of phosphorus oxidation, scale was added in portions to the surface of the melt with a specific consumption of 57 kg/t of metal. After assimilating the scale, CaO and Al₂O₃ were added. The specific consumption of lime and alumina was, respectively, 8.8 kg/t of metal and 5.8 kg/t of metal. To accelerate the assimilation of additives, the melt was forcibly mixed with a molybdenum rod. A metal sample was taken for chemical analysis. Below are the results of the analysis of metal samples (Table 1).

The results obtained show that during the oxidation of associated metal with iron scale with a specific consumption of 114 kg/t of metal, the total degree of

removal of: silicon was 88.16%, phosphorus 71.03%. At the same time, the manganese content in the metal decreased by 6.48% due to the reduction of mill scale.

Conclusion

The possibility of dephosphorization of carbonaceous high-phosphorus associated ferromanganese, formed during the electrometallurgical dephosphorization of manganese ore, with additives of a mixture consisting of mill scale, lime and alumina is shown.

As high-carbon ferromanganese with a high phosphorus content, an associated metal (manganese alloy) was used, obtained during the production of low-phosphorus slag at the Nikopol Ferroalloy Plant. The process of dephosphorization of associated metal involves the oxidation of phosphorus, the binding of phosphorus oxide into strong compounds (phosphates) and their transfer to the slag phase. Mill scale was used as an oxidizing agent (composition, wt.%: FeO - 59.5; Fe₃O₄ - 38.9). The composition of the associated metal includes silicon, which has a significantly higher affinity for oxygen than phosphorus; then, naturally, it will oxidize first to form silicon oxide with a melting point significantly higher than the temperature of experimental studies.

References

1. de Castro, D. B. V., Ventura, J. M., Ruckert, C. O. F. T., Spinelli, D., & Bose Filho, W. W. (2010). Influence of phosphorus content and quenching/tempering temperatures on fracture toughness and fatigue life of SAE 5160 steel. *Mater. Res.* 13(4), 445–455. <https://doi.org/10.1590/S1516-14392010000400005>
2. Seah, M. P. (1980). Impurities, segregation and creep embrittlement. *Philos. Trans. R. Soc. A Math. Phys. Eng. Sci.*, 295(1413), 265–278. <https://doi.org/10.1098/rsta.1980.0106>
3. Velichko, B. F., Gavrilov, V. O., Gasik, M. I. et al. (1996). *Metallurgiiia margantsa Ukrainy*. Tekhnika
4. Kaczorowski, J., Lindstad, T., & Syvertsen, M. (2007). The Influence of Potassium on the Boudouard Reaction in Manganese Production. *ISIJ international*, 47(11), 1599–1604. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.47.1599>
5. Sadvovskii, N. G., Strigachev, E. M., & Gasik, M. I. (1978). Issledovanie vliianiia Na₂O, K₂O, MgO i Al₂O₃ na viazkost i plavkost besfosforistogo margantsevogo shlaka. *Metallurgiiia i koksokhimiia*, (56), 41-45
6. Kucher, A. G., Kamkina, L. V., Ankudinov, R. V., & Galaganov, A. I. (1986). Nekotorye osobennosti protsessa obesfosforivaniia karbonatnykh margantsevnykh rud. *Metallurgiiia i koksokhimiia. Elektrometallurgiiia stali i ferrosplavov*, (90), 56-61
7. Mironenko, P. F., Gantserovskii, O. G., Ovcharuk, A. N., & Rogachev, I. P. (1989). Tekhnologicheskie osobennosti vyplavki i puti uluchsheniia kachestva malofosforistogo shlaka. *Metallurgiiia i koksokhimiia*, (99), 61-65
8. Ni, R., Cheng, W., Ma, Z., & Wei, S. (1994). Dephosphorization of silico-manganese alloys under reducing atmosphere with metallic calcium. *Journal: Steel Research*, 65(1), 15-20. <https://doi.org/10.1002/srin.199400920>

9. Han, P.-W., Zhang, G.-H., & Chu, S.-J. (2016). Thermodynamic Assessment of Liquid Mn–Fe–Si–C–Ca–P System by Unified Interaction Parameter Model. *ISIJ International*, 56(6), 917-925. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2015-545>
10. Ma, Z., Ni, R., Zheng, C., & Wang, J. (1992). Dephosphorization of Mn-based alloys. *Steel Research. Process metallurgy*, 63(3), 112-119. <https://doi.org/10.1002/srin.199200480>
11. Chen, G., & He, S. (2014). Thermodynamic analysis and experimental study of manganese ore alloy and dephosphorization in converter steelmaking. *J. S. Afr. Inst. Min. Metall*, 114(5), 391-399. https://scielo.org.za/scielo.php?pid=S2225-62532014000500008&script=sci_abstract
12. Maphutha, M. P., Steenkamp, J. D., & Pistorius, P. C. (2021). Investigation into the dephosphorization of ferromanganese alloys for the production of advanced high-strength steel. *Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy*, 121(9), 487–496. <http://dx.doi.org/10.17159/2411-9717/1510/2021>
13. Xi, X., Luo, D., Cai, X., & Lai, C. (2018). Dephosphorisation of ferromanganese alloy using rare earth oxide-containing slags. *Canadian Metallurgical Quarterly*, 57(4), 493-500. <https://doi.org/10.1080/00084433.2018.1501142>
14. Roy, G. G., Chaudhary, P. N., Minj, R., & Goel R. P. (2001). Dephosphorization of ferromanganese using BaCO₃-based fluxes by submerged injection of powders: A preliminary kinetic study. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 32(3), 558-561. <https://doi.org/10.1007/s11663-001-0041-7>
15. Sun, H., Yang, J., Yang, W. K. et al. (2023). Comprehensive Evaluation of Phosphorus Enrichment Capacity for Decarburization Slag at Different Temperatures Based on Industrial Experiments, Mineral Phase Analysis and Ion-Molecule Coexistence Theory. *Metall Mater Trans B*, 54, 115–145. <https://doi.org/10.1007/s11663-022-02674-4>
16. Randhawa, N. S., Minj, R. K., & Kumar, K. (2024). Cleaner Eco-friendly low-carbon manganese ferroalloy production for cleaner steel technologies. *Engineering and Technology*, 21, 100784. <https://doi.org/10.1016/j.clet.2024.100784>
17. Velichko, O., Myanovska, Ya., Karbovnichek, M., Du Yunshen, Mishalkin, A., & Kamkina, L. (2019). Refining of manganese alloys with high content of phosphorus obtained in electrometallurgical dephosphorization of manganese ores. *Theory and practice of metallurgy*, (5), 19-30
18. Ding, H., Jin, Y., Tian, Z. B., & Wu, D. J. (2011). Thermodynamics Analysis of Hot Metal Dephosphorization Flux Reaction Process. *Advanced Materials Research*, 402, 354-357. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.402.354>
19. Chaudhary, P. N., Goel, R. P., Roy, G. G. (2001). Dephosphorisation of high carbon ferromanganese using BaCO₃ based fluxes. *Ironmaking & Steelmaking*, 28(5), 396-403. <https://doi.org/10.1179/irs.2001.28.5.396>
20. Büyüksulu, Ö. K., Acta, L. S., Raabe, D., Springer, H., & Filho, I. R. S. (2024). Mechanisms and elemental partitioning during simultaneous dephosphorization and reduction of Fe-O-P melts by hydrogen plasma. *Acta Materialia*, 277, 120221. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2024.120221>
21. Randhawa, N. S., & Minj, R. K. (2020). An Improved Process for the Production of Low-Carbon Ferromanganese in the Electric Arc Furnace. *Trans Indian Inst Met*, 73, 2105–2111. <https://doi.org/10.1007/s12666-020-02010-x>
22. Shin, D. J., Gao, X., Ueda, S. et al. (2019). Selective Reduction of Phosphorus from Manganese Ore to Produce Ferromanganese Alloy with Low Phosphorus Content. *J. Sustain. Metall.*, 5, 362–377. <https://doi.org/10.1007/s40831-019-00227-9>
23. You, B.-d., Han, J.-w., & Pak, J.-J. (2000). Decarburization of high carbon ferromanganese melts. *Steel research*, 71(1-2), 22-26. <https://doi.org/10.1002/srin.200005685>
24. Velychko, O., Du Yunshen, Mianovska, Y., Kamkina, L., & Ankudinov, R. (2020). Physical and chemical bases of decarburization of high-carbon ferromanganese melt. *Theory and practice of metallurgy*, (1), 30-35. <https://doi.org/10.34185/tpm.1.2020.04>

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 04.06.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Каширна Н.О., Коренев О.В., Сорокін Є.Л., Старовойт А.Г., Малий Є.І.,
Старовойт М.А.

Аналіз процесів та методів розширення сировинної бази коксування. Повідомлення 1. Стан проблеми розширення сировинної бази коксування

Kashirnaya N.O., Korenev O.V., Sorokin E.L., Starovoit A.G.,
Malyi E.I., Starovoit M.A.

Analysis of processes and methods for expanding the protein base coking plant. Note 1. The problem of expanding the serum base coking plant

Мета. Аналіз постсучасних методів, що дозволяють розширяти сировинну базу коксування задля ефективного використання викопних природних ресурсів країни. **Методика.** Аналіз сучасних та постсучасних методів і технологій, що стосуються методології розширення сировинної бази коксування. **Результати.** Проаналізовано пріоритетні методи розширення сировинної бази коксування. Визначено, класифікацію методів та розділено на механічні методи, термічні методи та специфічні, що передбачають зміну властивостей кам'яного вугілля. Проаналізовано, такі методи, що передбачають ущільнення вугілля. **Наукова новизна.** Здійснений критичний аналіз джерел як вітчизняних, так і закордонних стосовно існуючих методів та методик розширення сировинної бази коксування, дозволив встановити факт недостатньої вивченості питання, що унеможливлює впровадження запропонованих технологій. **Практична значимість.** Вивчення питання щодо розширення сировинної бази коксування дозволило встановити недостатність знань та наукових положень про структуру спікливого вугілля та його властивості, що унеможливлює його ефективно використовувати.

Ключові слова: сировинна база коксування, брикетування вугілля, брикетування з в'язучими речовинами, трамбування, термічний піроліз, термокаталітичні процеси.

Purpose. To analyze postmodern methods that allow expanding the raw material base for coking for the effective use of the country's fossil natural resources. **Methodology.** Analysis of modern and postmodern methods and technologies related to the methodology of expanding the raw material base for coking. **Results.** Priority methods for expanding the raw material base for coking were analyzed. The classification of methods was determined and divided into mechanical methods, thermal methods, and specific methods that involve changing the properties of coal. Methods involving coal compaction were analyzed. **Scientific Novelty.** The critical analysis of both domestic and foreign sources regarding existing methods and techniques for expanding the raw material base of coking revealed insufficient study of the issue, which prevents the implementation of the proposed technologies. **Practical Significance.** The study of the issue of expanding the raw material base of coking allowed establishing the insufficiency of knowledge and scientific provisions about the structure of caking coal and its properties, which makes its effective use impossible.

Keywords: raw material base of coking, coal briquetting, briquetting with binders, tamping, thermal pyrolysis, thermocatalytic processes.

В сучасних умовах провідним напрямом комплексної переробки викопного кам'яного вугілля в Україні є коксохімічне виробництво. Коксове виробництво залежить від функціонування металургійної галузі, тому перебуває у постійній невизначеності стосовно сировинної бази [1 - 5]. Виробництво необхідної кількості коксу з високими якісними показниками з вугільної сировинної бази коксування України відчуває сильну залежність від нестачі добре-коксівного низько сірчаного вугілля [6]. Більшість методів та процесів розширення сировинної бази коксування досягнуті в досить нестандартних напрямках [7 - 19]. Проте зазначений перелік пріоритетних методів розширення сировинної бази коксування уповільнює розвиток досить перспективних

напрямів, що перебувають у процесі розробки.

Діюче коксохімічне виробництво є унікальним комплексом хімікотехнологічної переробки вугілля. Це уможливлює використання нових сировинних компонентів із виробництвом інноваційної продукції з новими споживчими якостями без докорінної реконструкції існуючого виробництва. Така концепція розвитку передбачає створення нових енергозберігаючих, ресурсозберігаючих та екологічно чистих технологій коксохімічного виробництва, яка буде адаптована до сучасних ринкових умов [20 - 22]. Це потребує ретельного дослідження та виявлення особливостей нової комплексної технології, що передбачає, насамперед, технологію підготовки вугільної шихти.

© Каширна Н.О. – аспірант УДУНТ
Коренев О.В. – аспірант УДУНТ
Сорокін Є.Л. – д.т.н., проф. УДУНТ
Старовойт А.Г. – д.т.н., проф. УДУНТ
Малий Є.І. – д.т.н., проф. УДУНТ
Старовойт М.А. – к.т.н., доц. УДУНТ

© Kashirnaya N. – PhD student at USUST
Korenev O. – PhD student at USUST
Sorokin E. – d.t.s., profssor, USUST
Starovoit A. – d.t.s., profssor, USUST
Malyi E. – d.t.s., profssor, USUST
Starovoit M. – c.t.s., docent USUST



Отже, необхідно розглянути найпоширеніші методи та процеси розширення сировинної бази коксування для досягнення максимального результату.

Під час вибору перерахованих нижче пріоритетних методів розширення сировинної бази коксування, у першу чергу, увага зверталася на процеси та методи, що відіграли важливу роль у науці і техніці для забезпечення розвитку вугільної та коксохімічної галузі.

У практиці роботи КХЗ використовують різні прийоми, що дозволяють збільшити густину вугільного завантаження та підвищити його спікливість: часткове брикетування, ущільнення [23, 24]. Ущільнення вугільного завантаження в коксових камерах використовують для підвищення спікливості пористого тіла коксу, що сприяє залученню до коксування слабкоспікливого, газового і пісного вугілля. Разом зі збільшенням помелу використовують обмаслювання, трамбування, вібрацію, брикетування і гранулювання частини або всього вугільного завантаження. Ефективним є ущільнення вугільного завантаження і водночас глибока сушка та термопідготовка вугілля. Як органічні домішки для змочування використовують низькокиплячі рідини, мазут, кам'яновугільні мастила. Низькокиплячі органічні домішки забезпечують збільшення густини насипної маси шихт, висококиплячі самі беруть участь у деструктивній пластифікації вугілля [25].

Зважаючи на зазначене вище, до числа найголовніших методів розширення сировинної бази коксування можна віднести такі класифікації:

- механічний метод розширення сировинної бази коксування (брикетування, трамбування);
- термічна підготовка вугільної шихти або окремого компонента, як метод розширення сировинної бази коксування;
- розширення сировинної бази коксування за допомогою домішок (органічних, мінеральних тощо).

Зазначені вище технології, насамперед, призначені для вугільних шихт, до складу яких входить значна кількість низькометаморфзованого вугілля. Запаси слабкоспікливого вугілля складають 62%, з яких лише 16,2% можуть бути залучені до процесу коксування. Використання останнього унеможливає його технологічна особливість [26, 27].

Вугілля газової групи має межі зольності 6,1 - 7,3 %, та вміст сірки 0,91 - 1,76 %, а також характеризується за показником товщини пластичного шару 10 - 11 мм та інтервалом значень середнього показника відбиття вітриніту 0,66 - 0,84%, коли середнє значення його становить 0,76%. Особливістю цієї групи вугілля є низький вміст вітриніту (34 - 45%) та підвищений вміст опіснюючих компонентів (55 - 66%). Необхідно зазначити, що в процесі розподілу вітриніту за стадіями метаморфізму, переважає стадія жирного вугілля (64 - 73%), яка підтверджується значеннями середнього показника відбиття вітриніту ($R_o = 1,09\%$).

Імовірно ця обставина є досить значущою для того, щоб вугілля проходило стадію підготовки в промислових умовах перед процесом коксування з метою покращення якості коксу, а також позитивно позначилося на покращенні показників механічної та гарячої міцності коксу [28 - 32].

На сьогодні основним процесом практичного використання для розширення сировинної бази коксування є процес трамбування та брикетування як повного, так і часткового. Цей метод поширений як на території України, так і за її межами, тому що ущільнення вугільної шихти уможливає використання в процесі коксування вугілля, на основі сировинної бази коксування [33 - 39].

Трамбування вугільного завантаження знижує його газопроникність у пластичному стані, що підсилює процеси відновлення і збільшує товщину пластичного шару. Порівняно з коксуванням вугільної шихти насипом, трамбування дозволяє збільшити густину вугільного завантаження [23, 24, 40, 41].

Технологія трамбування вугільної шихти полягає в тому, що шихта з вугільних башт подається до трамбувальної камери, у якій відбувається пошарове ущільнення шихти падаючими молотками. Процес трамбування триває 4 хвилини. Отриманий «вугільний пиріг» подається до камери коксування. Гази, що виділяються під час завантаження, відсмоктуються через отвори в камері коксування установкою, що пересувається на верху батареї. Гази спалюються в топковій камері та видаляються в атмосферу з температурою 70°C.

Брикетування й гранулювання всієї або частини вугільної шихти, з додаванням чи без зв'язуючої домішки, передбачає збільшення насипної маси шихти в камері коксової печі. Брикети отримують на валкових пресах спеціальної конструкції, а гранулювання вугільної маси здійснюють на тарілчастих грануляторах. При частковому заповненні об'єму вугільного завантаження брикетованою або гранульованою вугільною шихтою (на 40 - 60%) густина її насипної маси збільшується на 10 - 16%.

Основним завданням, що вирішується під час брикетування, є можливість збільшення в шихті частки слабкоспікливого вугілля (газового або пісного).

Найбільш ефективним є брикетування або гранулювання шихти з додаванням зв'язуючої речовини (мазуту або інших висококиплячих продуктів). У цьому випадку можна значно збільшити вміст у шихті газового і пісного вугілля [25].

Брикетування також відноситься до процесу ущільнення вугільної шихти, але є деякі відмінності. В процесі брикетування можна утилізувати такі відходи, як вугільний пил, тобто вирішити одну із екологічних проблем: бездимне завантаження брикетів, безвідходність вуглезбагачувального відділення, відсутність великих температур під час брикетування. Тому за технологією брикетування можна використовувати відходи коксохімічного виробництва, це дозволяє економічно ставитися до

енергетичних та сировинних ресурсів підприємств та значно зменшити забруднення довколишнього середовища [35].

Брикетування є досить суттєвим на діючих коксохімічних підприємствах, в основу яких лягає брикетування частини вугільної шихти. Приблизно 30% вугільної шихти або слабкоспікливого вугілля брикетується разом зі зв'язуючою речовиною.

Також варто звернути увагу на зв'язуючу речовину в процесі брикетування, що повинна відповідати певним вимогам. Зв'язуюча речовина (кам'яновугільна смола, пек, бітуми, гудрони тощо) виконує дві основні функції:

– по-перше, надає пластичність масі, що брикетується;

– по-друге, сприяє спіканню вугільних часток з утворенням міцного металургійного коксу.

Використання цієї технології має і недоліки, зокрема досить складно розподілити зв'язуючу речовину рівномірно по всій масі вугільної шихти, що призводить до руйнування брикетів під час транспортування та отримання коксу з нерівномірним розподілом якісних показників.

Встановлено [42], якщо контролювати процес виготовлення брикетів, зокрема тиск пресування, склад і кількість зв'язуючої речовини, марочний склад вугільної шихти та ступінь метаморфізму вугілля, то можна таким чином вирішити питання сировинної бази коксування, проте процес є досить складним.

Перелік посилань

1. Рудыка В.И. Реалии с производством и потребностями в коксе и коксующихся углях на современном этапе развития мировой металлургии. //Кокс и химия. – 2006 - №1 - С. 2-5.
2. Ярошевський С.Л. Ресурсозберігаючі технології металургійного виробництва на основі використання українського вугілля : монографія / С.Л.Ярошевський , А.В.Ємченко, І.В.Шульга та ін. – Харків : Контраст,2012 - 204 с.
3. Стогній О.В. Потенціал видобутку вугілля в Україні / О.В.Стогній, В.М. Макаров, М.І. Каплін // Проблеми загальної енергетики. - 2011. – Вип. 2 (25). – С.11-16.
4. Старовойт А.Г. Проблемы и перспективы глобального и европейского рынков стали, кокса и угля. Аналитический обзор материалов саммита «Европейский кокс 2009» / А.Г. Старовойт, В.И. Рудыка, Е.Т.Ковалев // Черная металлургия. – 2009. - №7. – С.35-39.
5. Ковалев Е.Т. Основные тенденции современной технологии коксования / Е.Т. Ковалев // Углекимический журнал. - 2004. - № 3-4. – С.32-35.
6. Гребенщиков В.П. Современное состояние мировой угольной промышленности / В.П.Гребенщиков, С.М. Гусев // Уголь. – 2002. - № 1. – С. 22-28.
7. Тайц Е.М. Новые методы подготовки и коксования углей. Харьков: Гос.Науч.-техн. изд-во лит. по черной и цветной металлургии. - 1996 - 312с.
8. Ахтырченко А.М. Техничко-экономическая оценка новых технологических процессов коксования. Тематический сборник научных трудов УХИН. – 1988 - С.66-70.
9. Гончаров В.Ф. Теория и технология новых видов металлургического топлива и восстановителей на основе непрерывного процесса коксования: дис. докт.техн.наук. Днепропетровск - 1982. - 412 с.
10. Саранчук В.И., Ошовский В.В., Власов Г.А. Физико-химические основы переработки горючих ископаемых. Донецк: Східний видавничий дім. – 2001 - 304 с.
11. Давидзон А.Р. Технологические возможности улучшения качества кокса / А.Р.Давидзон, И. Д. Дроздник // Кокс и химия. – 2006. - № 8. – С.15-18.
12. Еремін І.В. Марочный состав углей и их рациональное использование / И.В.Еремін, Т.М. Бронивец. – М : Недра, 1994. – 255 с.
13. Ковалев Е.Т. Возможность получения высококачественного кокса в условиях существующей сырьевой базы Украины / Е.Т. Ковалев, И.Д. Дроздник // Углекимический журнал. – 2010. - № 3-4. -С. 11-17.
14. Рудыка В.И. О перспективах развития коксового производства и его технологии / В.И. Рудыка, В.П.Малина //Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1997. - № 3. – С. 17-21.
15. Гюльмалиев А.М.Теоретические основы химии угля. / А.М. Гюльмалиев, Г.С. Головин, Т.Г.Гладун. – М : МГГУ, 2003. – 556 с.
16. Филатов Ю.В. Опыт производства доменного кокса улучшенного качества из украинских углей и использование его в доменной печи с применением ПУТ / Ю.В. Филатов, Б.П. Крикунов, А.И. Гордиенко // Углекимический журнал. – 2007. - №5-6. – С.11-18.
17. Ухмылова Г.С. Освоение прогрессивных процессов расширения сырьевой базы коксования за рубежом. Обзорная информация ин-т « Черметинформация» / Г.С.Ухмылова // Коксохимическое производство. – 1987. – Вып. 1. – 45 с.
18. Ресурсозберігаючі технології металургійного виробництва на основі використання українського вугілля : монографія / С.Л. Ярошевський, А.В.Ємченко, І.В.Шульга та ін. Харків : Контраст, - 2012. - 204 с
19. Ухмылов Г.С. Оптимизация состава угольной шихты для коксования. //Кокс и химия. - 2006. - №1. - С. 13-15.
20. Глушенко И.М. Прогноз качества кокса. М.: Металлургия - 1976. - 200 с.
21. Улановский М.Л. Прогноз качества кокса по показателям CSR и CRI : обзор / М.Л. Улановский // Кокс и химия. – 2009. - №10. -С.17-23.
22. Гуляев В.М. О европейских требованиях металлургов к качеству доменного кокса / В.М. Гуляев, В.Д.Барский, А.Г.Рудницкий // Кокс и химия. – 2012. - № 10. – С. 13-17.
23. Кравцов В.П. Актуальность технологии брикетирования коксовой пыли / В.П.Кравцов, А.В.Папин // Вестник Кузбасского государственного университета, Химическая технология. - 2012. - С. 112-113.

24. Борисенко А.Л. Получение брикетов из угольных шихт и концентратов с использованием различных видов углеводородных добавок. Определение качества угольных брикетов и частично брикетированных шихт / А.Л. Борисенко, И.Д. Дроздник, Ю.С. Кафтан и др. // Углекхимический журнал. – 2018. - №1. – С.10-12.
25. Нефедов П.Я. Роль связующего как спекающегося компонента частично брикетированной угольной шихты / П.Я. Нефедов, Л.В. Копелович, А.Я. Еремин, В.Г.Мишихин, И.Ю. Рывкин, Е.М.Литвин // Кокс и химия. – 1987. _ № 8. – С.18-22.
26. V.Savchuk Assessment of coal quality on the site "uspenivska no 2" in western donbas based on the statistical analysis of its chemical and technological properties / V. Savchuk, D. Rudakov, D. Prykhodchenko // Mining of Mineral Deposits. Volume 10 (2016), Issue 4, pp. 98-104
27. Филатов Ю.В. Концепция развития угольной сырьевой базы для производства кокса марки «Премиум» / Ю.В.Филатов, В.И.Чаленко, Е.Т.Ковалев, И.Д.Дроздник // Углекхимический журнал. – 2013. – № 6. – С.12-19.
28. Карпов А.В., Никитин Н.И. Влияние подготовки угольной шихты на качество кокса. // Углекхимический журнал. - 2004. - №5-6. - С.35-37.
29. Еленский Ф.З., Беличенко А.Г., Чернышев Ю.А. Мастер подготовки угля к коксованию. М.: Металлургия - 1975. - 312 с.
30. Хаджиогло А.В., Семисалов Л.П., Долгарев Г.В., Щелкунов Ф.С. Термическая подготовка углей и коксование шихт из углей ЧССР.//Кокс и химия. – 1989 - №8 - С.10-14.
31. Полупромышленная установка для сухого тушения кокса и термической подготовки шихты к коксованию. Экспресс-информация. Серия «Коксохимическое производство». - 1982. - Вып.8. - С.4-5.
32. Тамко В.А. Обработка доменного кокса водным раствором тетрабората натрия / В.А. Тамко, И.В. Золотарев, В.И.Саранчук, Е.И. Збыковский , Т.Г.Шендрик, И.И.Швец // Химия твердого топлива. – 2010. - №1.- С.15-18.
33. Справочник коксохимика. Том 2: производство кокса / под ред. А.Г. Старовойт, Ю.Е. Зингерман. Харьков: ИД «ИНЖЕК», 2014. 728 с.
34. Васильев Ю.С.Десять лет технологии коксования трамбованных угольных шихт / Ю.С.Васильев, В.М.Кузниченко, А.А.Лобода и др.// Углекхимический журнал. – 2004. - № 1 – 2. – С. 19 – 22.
35. Васильев Ю.С. Первая промышленная коксовая батарея с установкой термической подготовки шихты в Украине как способ повышения ресурсо- и энергоэффективности металлургической отрасли / Ю. С. Васильев, А.И.Гордиенко, Г.В.Долгарев и др. // Углекхимический журнал. - 2010. - № 3-4. - С. 49-52.
36. Борисенко Л.А. Определение эффективности использования углеводородных продуктов коксохимического производства и органического синтеза в качестве связующего для брикетирования части угольной шихты или ее компонентов. Получение брикетов из угольных шихт и концентратов с использованием различных видов углеводородных добавок. Определение качества угольных брикетов и частично брикетированных шихт / А.Л. Борисенко, И.Д. Дроздник, Ю.С. Кафтан и др. // Углекхимический журнал. – 2018. - № 1. – С.10-12.
37. Збиковський Є.І.Технологія утилізації відходів коксохімічного виробництва при частковому брикетуванні вугільної шихти перед коксуванням. Ресурсозберігаюча технологія комплексної енерго-хіміко-технологічної переробки вугілля в умовах коксохімічного виробництва. Покровськ :ДВНЗ «Дон НТУ», 2019.С. 21-28.
38. Збиковський Є.І. Післяпічна обробка коксу. Ресурсозберігаюча технологія комплексної енерго-хіміко-технологічної переробки вугілля в умовах коксохімічного виробництва. Покровськ :ДВНЗ «Дон НТУ», 2019. С. 43-45.
39. Збиковський Є.І. Технологія виробництва бездимного твердого палива із застосуванням технології термічної підготовки шихти.60с. Ресурсозберігаюча технологія комплексної енерго-хіміко-технологічної переробки вугілля в умовах коксохімічного виробництва. Покровськ :ДВНЗ «Дон НТУ»,2019. С.60-61
40. Кривонос В.В., Васильев Ю.С., Дроздник И.Д. Освоение технологии трамбования на Алчевском КХЗ с использованием углей Украины и России // Углекхимический журнал. – 2009 - № 5-6 - С.85-89.
41. Справочник коксохимика. Том 1: Производство кокса/ под ред. А.Г.Старовойт, Ю.Е. Зингерман. Харьков : ИД «ИНЖЭК» - 2014. - 728 с.
42. Расширение сырьевой базы коксования // Technocral, 1981, V. 14 № 8. – P.61, Cluckauf, 1981, Bd 117. - № 18. – S.1260

References

1. Rudyka, V. I. (2006). Realii s proizvodstvom i potrebnostiami v kokse i koksuiushchikhsia ugliakh na sovremennom etape razvitiia mirovoi metallurgii. *Koks i khimiia*, (1), 2-5
2. Yaroshevskiy, S. L., Yemchenko, A. V., Shulha, I. V. et al. (2012). *Resursozberihaiuchi tekhnologii metalurhiinoho vyrobnytstva na osnovi vykorystannia ukrainskoho vuhillia*. Kontrast
3. Stohnii, O. V., Makarov, V. M., & Kaplin, M. I. (2011). Potentsial vydobutku vuhillia v Ukraini. *Problemy zahalnoi enerhetyky*, (2(25)), 11-16
4. Starovoit, A. G., Rudyka, V. I., & Kovalev, E. T. (2009). Problemy i perspektivy globalnogo i evropeiskogo rynkov stali, koksa i ugliia. Analiticheskii obzor materialov sammita "Evropeiskii koks 2009". *Chernaia metallurgiiia*, (7), 35-39
5. Kovalev, E. T. (2004). Osnovnye tendentsii sovremennoi tekhnologii koksovaniia. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (3-4), 32-35
6. Grebenshchikov, V. P., & Gusev, S. M. (2002). Sovremennoe sostoianie mirovoi ugolnoi promyshlennosti. *Ugol*, (1), 22-28
7. Taits, E. M. (1996). *Novye metody podgotovki i koksovaniia uglei*. Gos.Nauch.-tekhn. izd-vo lit. po chernoii i tsvetnoi metallurgii.

8. Akhtyrchenko, A. M. (1998). Tekhniko-ekonomicheskaia otsenka novykh tekhnologicheskikh protsessov koksovaniia. *Tematicheskii sbornik nauchnykh trudov UKHIN*, 66-70
9. Goncharov, V. F. (1982). *Teoriia i tekhnologiiia novykh vidov metallurgicheskogo topliva i vosstanovitelei na osnovu neprerivnogo protsessa koksovaniia*. (Dissertation of the doctor of technical sciences, Dnipropetrovsk)
10. Saranchuk, V. I., Oshovskii, V. V., & Vlasov, G.A. (2001). *Fiziko-khimicheskie osnovy pererabotki goriuchikh iskopaemykh*. Skhidnii vidavnicnii dim
11. Davidzon, A. R., & Drozdniuk, I. D. (2006). Tekhnologicheskie vozmozhnosti uluchsheniia kachestva koksa. *Koks i khimiia*, (8), 15-18
12. Eremin, I. V., & Bronivets, T. M. (1994). *Marochnyi sostav uglei i ikh ratsionalnoe ispolzovanie*. Nedra
13. Kovalev, E. T., & Drozdniuk, I. D. (2010). Vozmozhnost polucheniia vysokokachestvennogo koksa v usloviakh sushchestvuiushchei syrevoi bazy Ukrainy. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (3-4), 11-17
14. Rudyka, V. I., & Malina, V. P. (1997). O perspektivakh razvitiia koksovogo proizvodstva i ego tekhnologii. *Metallurgicheskaiia i gornorudnaia promyshlennost*, (3), 17-21
15. Giulmaliev, A. M., Golovin, G. S., & Gladun, T. G. (2003). *Teoreticheskie osnovy khimii uglia*. MGGU
16. Filatov, Iu. V., Krikunov, B. P., & Gordienko, A. I. (2007). Opyt proizvodstva domennogo koksa uluchshennogo kachestva iz ukrainskikh uglei i ispolzovanie ego v domennoi pechi s primeneniem PUT. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (5-6), 11-18
17. Ukhmylova, G. S. (1987). Osvoenie progressivnykh protsessov rasshireniia syrevoi bazy koksovaniia za rubezhom. Obzornaia informatsiia institut "Chermetinformatsiia". *Koksokhimicheskoe proizvodstvo*, (1)
18. Yaroshevskiy, S. L., Yemchenko, A. V., Shulha, I. V. et al. (2012). *Resursozberihaiuchi tekhnologii metalurhiinoho vyrobnytstva na osnovi vykorystannia ukrainskoho vuhillia*. Kontrast
19. Ukhmylov, G. S. (2006). Optimizatsiia sostva ugolnoi shikhty dlia koksovaniia. *Koks i khimiia*, (1), 13-15
20. Glushchenko, I. M. (1976). *Prognoz kachestva koksa*. Metallurgiiia
21. Ulanovskii, M. L. (2009). Prognoz kachestva koksa po pokazateliam CSR i CRI. *Koks i khimiia*, (10), 17-23
22. Guliaev, V. M., Barskii, V. D., & Rudnitskii, A. G. (2012). O evropeiskikh trebovaniiah metallurgov k kachestvu domennogo koksa. *Koks i khimiia*, (10), 13-17
23. Kravtsov, V. P., & Papin, A. V. (2012). Aktualnost tekhnologii briketirovaniia koksovoi pyli. Vestnik Kuzbasskogo gosudarstvennogo universiteta, *Khimicheskaiia tekhnologiiia*, 112-113
24. Borisenko, A. L., Drozdniuk, I. D., Kaftan, Iu. S. et al (2018). Poluchenie briketov iz ugolnykh shikht i kontsentratorov s ispolzovaniem razlichnykh vidov uglevodorodnykh dobavok. Opredelenie kachestva ugolnykh briketov i chastichno briketirovannykh shikht. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (1), 10-12
25. Nefedov, P. Ia., Kopelovich, L. V., Eremin, A. Ia, Mishikhin, V. G., Ryykin, I. Iu., & Litvin, E. M. (1987). Rol sviazuiushchego kak spekaiushchegosia komponenta chastichno briketirovannoi ugolnoi shikhty. *Koks i khimiia*, (8), 18-22
26. Savchuk, V., Rudakov, D., & Prykhodchenko, D. (2016). Assessment of coal quality on the site "uspenivska no 2" in western donbas based on the statistical analysis of its chemical and technological properties. *Mining of Mineral Deposits*, 10(4), 98-104
27. Filatov, Iu. V., Chalenko, V. I., Kovalev, E. T., & Drozdniuk, I. D. (2013). Kontseptsiiia razvitiia ugolnoi syrevoi bazy dlia proizvodstva koksa marki "Premium". *Uglekhimicheskii zhurnal*, (6), 12-19
28. Karpov, A. V., & Nikitin, N. I. (2004). Vliianie podgotovki ugolnoi shikhty na kachestvo koksa. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (5-6), 35-37
29. Elenskii, F. Z., Belichenko, A. G., & Chernyshev, Iu. A. (1975). *Master podgotovki uglia k koksovaniiu*. Metallurgiiia
30. Khadzhiglo, A. V., Semisalov, L. P., Dolgarev, G. V., & Shchelkunov, F. S. (1989). Termicheskaiia podgotovka uglei i koksovaniie shikht iz uglei CHSSR. *Koks i khimiia*, (8), 10-14
31. Polupromyshlennaia ustanovka dlia sukhogo tusheniia koksa i termicheskoi podgotovki shikhty k koksovaniiu. *Ekspress-informatsiia*. (1982). *Seriia "Koksokhimicheskoe proizvodstvo"*, (8), 4-5
32. Tamko, V. A., Zolotarev, I. V., Saranchuk, V. I., Zbykovskii, E. I., Shendrik, T. G., & Shvets, I. I. (2010). Obrabotka domennogo koksa vodnym rastvorom tetraborata natriia. *Khimiia tverdogo topliva*, (1), 15-18
33. Starovoit, A. G., & Zingerman, Iu. E. (Eds.). (2014). *Spravochnik koksokhimika*. Volume 2. Proizvodstvo koksa. ID "INZHEK"
34. Vasilev, Iu. S., Kuznichenko, V. M., Loboda, A. A. et al. (2004). Desiat let tekhnologii koksovaniia trambovanykh ugolnykh shikht. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (1), 19 – 22
35. Vasilev, Iu. S., Gordienko, A. I., Dolgarev, G. V. et al. (2010). Pervaia promyshlennaia koksovaia batareia s ustanovkoi termicheskoi podgotovki shikhty v Ukraine kak sposob povysheniia resurso- i energoeffektivnosti metallurgicheskoi otrasli. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (3-4), 49-52
36. Borisenko, L. A., Drozdniuk, I. D., Kaftan, Iu. S. et al. (2018). Opredelenie effektivnosti ispolzovaniia uglevodorodnykh produktov koksokhimicheskogo proizvodstva i organicheskogo sinteza v kachestve sviazuiushchego dlia briketirovaniia chasti ugolnoi shikhty ili ee komponentov. Poluchenie briketov iz ugolnykh shikht i kontsentratorov s ispolzovaniem razlichnykh vidov uglevodorodnykh dobavok. Opredelenie kachestva ugolnykh briketov i chastichno briketirovannykh shikht. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (1), 10-12
37. Zbykovskiy, Ye. I. (2019). Tekhnologiiia utylizatsii vidkhodiv koksokhimichnogo vyrobnytstva pry chastkovomu bryketuvanni vuhilnoi shykhty pered koksovanniam. In *Resursozberihaiucha tekhnologiiia kompleksnoi enerhokhimiko-tekhnolohichnoi pererobky vuhillia v umovakh koksokhimichnogo vyrobnytstva*. DVNZ "Don NTU", pp. 21-28
38. Zbykovskiy, Ye. I. (2019). Pislipichna obrobka koksu .In *Resursozberihaiucha tekhnologiiia kompleksnoi enerhokhimiko-tekhnolohichnoi pererobky vuhillia v umovakh koksokhimichnogo vyrobnytstva*. DVNZ "Don NTU", pp. 43-45

39. Zbykovskiy, Ye. I. (2019). Tekhnolohiia vyrobnytstva bezdymnoho tverdogo palyva iz zastosuvanniam tekhnolohii termichnoi pidhotovky shykhty. In *Resursozberihaiucha tekhnolohiia kompleksnoi enerho-khimiko-tekhnolohichnoi pererobky vuhillia v umovakh koksokhimichnoho vyrobnytstva*. DVNZ "Don NTU", pp. 60-61
40. Krivonos, V. V., Vasilev, Iu. S., & Drozdnyk, I. D. (2009). Osvoenie tekhnologii trambovaniia na Alchevskom KKHZ s ispolzovaniem uglei Ukrainy i Rossii. *Uglekhimicheskii zhurnal*, (5-6), 85-89
41. Starovoit, A. G., & Zingerman, Iu. E. (Eds.) (2017). *Spravochnik koksokhimika*. Volume 1. Proizvodstvo koksa. ID "INZHEK"
42. Rasshirenie syrevoi bazy koksovaniia. (1981). *Technocral*, 14(8), 61, *Cluckauf*, 117(18), 1260

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 10.06.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

Нізяєв К.Г., Синегін Є.В., Стоянов О.М., Журавльова С.В., Журавльова І.В.,
Острянін Р.Є., Скрипник А.В.

Вдосконалення температурно-швидкісного режиму розливання зливків рейкової сталі

Niziaiev K.H., Synehin Ye.V., Stoianov O.M., Zhuravlova S.V., Zhuravlova I.V.,
Ostrianin R.Ye., Skripnik A.V.

Improvement of the temperature and speed regime of casting rail steel ingots

Мета. Дослідження температурно-швидкісного режиму розливання рейкової сталі з метою зниження дефектів злитків, таких як тріщини, неметалеві включення та усадка, і підвищення якості металопродукції. **Методика.** Використано аналітичні та експериментальні підходи для визначення впливу температури розливання і швидкості наповнення виливниць на якість злитків спокійної сталі. Проведено аналіз дефектів і розроблено математичну модель для оптимізації параметрів розливання. Дослідження виконано на марках сталі К63, ПТ70сп і 70Г, які розливалися сифонним способом у зливки масою 7 т. **Результати.** Встановлено оптимальні значення параметра температурно-швидкісного режиму для кожної досліджуваної марки сталі, що дозволило знизити кількість браку на 57,45%. Результати підтверджують, що дотримання оптимального співвідношення температури перегріву сталі над ліквідусом та швидкості розливання мінімізує утворення тріщин і плен. Розраховані значення швидкості розливу та часу наповнення злитків наведено у вигляді графічних залежностей. **Наукова новизна.** Вперше проведено комплексний аналіз залежності якості злитків рейкової сталі від параметрів температурно-швидкісного режиму розливання з урахуванням марки сталі. Запропоновано параметр оптимізації та розроблено методику визначення оптимального температурно-швидкісного режиму розливання сталі в зливки сифонним способом, яка базується на апроксимації експериментальних даних. **Практична значущість.** Результати дослідження дозволяють підвищити якість злитків рейкової сталі, знизивши кількість дефектів, що сприяє економії ресурсів і покращенню експлуатаційних властивостей металопродукції. Запропоновані рекомендації можуть бути використані на металургійних підприємствах для вдосконалення технології розливання сталі.

Ключові слова: розливання сталі, температурно-швидкісний режим, рейкова сталь, дефекти зливків, сифонне розливання, оптимізація.

Purpose. To study the temperature and speed regime of rail steel casting in order to reduce ingot defects, such as cracks, non-metallic inclusions and shrinkage, and to improve the quality of metal products. **Methodology.** Analytical and experimental approaches were used to determine the effect of casting temperature and mould filling rate on the quality of killed steel ingots. Defects were analyzed and a mathematical model was developed to optimize casting parameters. The study was carried out on steel grades K63, PT70sp and 70G, which were cast by uphill casting into ingots weighing 7 tonnes. **Findings.** The optimal values of the temperature-rate parameter were established for each steel grade under study, which allowed reducing the number of rejects by 57.45%. The results confirm that compliance with the optimal ratio of the temperature of steel overheating above liquidus and the casting speed minimizes the formation of cracks and films. The calculated values of the casting speed and ingot filling time are presented in the form of graphical dependencies. **Originality.** For the first time, a comprehensive analysis of the dependence of rail steel ingot quality on the parameters of the temperature and speed regime of casting, taking into account the steel grade, was carried out. An optimisation parameter has been proposed and a methodology for determining the optimal temperature and speed regime of steel ingot casting by the uphill casting method based on the approximation of experimental data has been developed. **Practical value.** The results of the study make it possible to improve the quality of rail steel ingots by reducing the number of defects, which contributes to resource savings and improved performance properties of metal products. The proposed recommendations can be used at metallurgical enterprises to improve steel casting technology.

Keywords: steel casting, temperature and speed conditions, rail steel, ingot defects, uphill casting, optimization.

Вступ

Розливання сталі зверху має низку вагомих недоліків, які впливають на якість сталі через наявність як поверхневих дефектів у зв'язку з розбризкуванням металу при наповненні виливниць, так і внутрішніх дефектів, які утворюються при контакті

струменя металу з атмосферою окислювальною. На багатьох заводах для отримання ковальських зливків, якість яких має велике значення, використовують розливання сифонним способом, що дозволяє ефективно застосовувати захисні шлакові суміші, що знижують забруднення металу включеннями та

© Нізяєв К.Г. – д.т.н., проф. УДУНТ
Синегін Є.В. – к.т.н., доц. УДУНТ
Стоянов О.М. – к.т.н., доц. УДУНТ
Журавльова С.В. – к.т.н., доц. УДУНТ
Журавльова І.В. – аспірант УДУНТ
Острянін Р.Є. – аспірант УДУНТ
Скрипник А.В. – аспірант УДУНТ

© Niziaiev K.H. – d.t.s., profssor, USUST
Synehin Ye.V. – c.t.s., docent USUST
Stoianov O.M. – c.t.s., docent USUST
Zhuravlova S.V. – c.t.s., docent USUST
Zhuravlova I.V. – PhD student at USUST
Ostrianin R.Ye. – PhD student at USUST
Skripnik A.V. – PhD student at USUST



This is an Open Access article under the CC BY 4.0
license <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

захищають його від насичення газами. При цьому одночасно можна відливати кілька злитків.

Високі вимоги до якості металопродукції ставлять перед металургійними підприємствами завдання постійного вдосконалення технології виробництва сталі, за якої через ті чи інші причини застосовується розлив у виливниці. З другої половини ХХ ст. розливання стали сифонним способом у зливки, як правило, виробляють з використанням спеціальних сумішей.

Таблиця 1 – Причини утворення різних видів дефектів

Причина розвитку дефекту	Види дефектів					
	тріщини	плена	неметалеві включення	усадовча раковина	рванина	розшарування
Низьке відношення Mn/S і високий вміст O і Cu в металі	•		•		•	
Висока температура випуску з конвертера	•	•	•	•		
Знос виливниць	•	•				
Низька якість вогнетривів сталювші і сифонної провідки	•		•			•
Низька якість теплоізоляційної суміші	•	•		•		
Неправильний температурно-швидкісний режим розливання	•	•		•	•	
Переривання струменя металу під час розливання	•	•				
Недостатній час витримки сталі у виливницях	•			•		•

Далі детально розглянуто класифікацію [1] і причини виникнення цих дефектів.

Тріщини. Залежно від розташування та причин утворення розрізняють декілька видів тріщин: холодні (від температурних та фазових перетворень), гарячі, поздовжні, крайові, поперечні, сітка гарячих тріщин. Холодні тріщини виникають за низьких температур у металі зі значно вираженими пружними властивостями. У зливках вуглецевої сталі фазові перетворення відбуваються зазвичай за температури понад 700 °С, коли метал має значну пластичність і повзучість, що перешкоджає розвитку напружень. Тому в таких зливках за звичайних умов холодні тріщини утворюються лише від температурних напружень.

З поверхневих дефектів найскладнішими за своїм походженням і важкими щодо запобігання є гарячі тріщини, що виникають за температур, близьких до температур кристалізації. У прямокутних зливках такі тріщини можуть розташовуватися на їхніх гранях і ребрах (кутах). Кутіві тріщини в основному поздовжні, а тріщини на гранях можуть бути і поздовжніми, і поперечними.

Довжина гарячих тріщин різна (від 0,1 до 1 м і більше). Вони мають переривчасту і зигзагоподібну (іноді з окисленими крайками) поверхню. Метал поблизу тріщин зазвичай зневугльецований. Ці ознаки є основними зовнішніми відмінностями гарячих тріщин від тріщин інших видів.

Стан питання. Основними дефектами під час виробництва сталі є тріщини, розшарування, рванина, усадка і неметалеві включення.

У результаті літературного та статистичного аналізу було встановлено основні причини утворення цих дефектів. Оскільки один дефект може бути наслідком одразу кількох чинників, то для кращої наочності результати наведено у вигляді таблиці 1.

Значний вплив на утворення гарячих тріщин має температура металу, що заливається. Підвищення температури, як правило, призводить до зниження швидкості зростання кірки зливка і збільшення ймовірності появи місцевих «підмивів», що спричиняє підвищення напружень. До того ж, подовжується перша стадія формування кірки (зниження температури на її поверхні), що збільшує час існування термічних напружень, що розтягують, на поверхні зливка. Ці фактори призводять до появи тріщин у період наповнення нижньої половини виливниці, тобто на етапі, коли температура металу в ній ще досить висока.

Значний вплив на тріщиноутворення чинить вміст сірки в металі вищий за 0,030-0,035%, що сильно знижує пластичність сталі за високих температур, надає їй властивість червоноломкості. Шкідливий вплив сірки може бути дещо знижений при підвищенні вмісту марганцю для дотримання величини співвідношення Mn/S понад 20-25.

Плена і напливи. Під час наповнення виливниць спокійною сталлю, особливо в процесі сифонного розливання, на поверхні металу, залежно від його температури, хімічного складу і швидкості надходження, утворюються окислені плени та скоринки, які поступово збільшуються і досягають значних розмірів у верхній частині виливниці. Неметалеві включення, що спливають, затримуються скоринкою і забруднюють її. Якщо біля стінок

виливної залишається шар рідкого металу (рант) достатньої ширини, то утворена скоринка потрапляє в прибуткову частину злитка і видаляється разом із нею. Якщо ж рант вузький, то скоринки приростають до коркової частини злитка, що твердне, і підвертаються. Метал, що знову надходить, заливає такі скоринки, і вони або розмиваються (повністю або частково), або цілком залишаються в зливку. Найчастіше скоринки розташовуються у верхній половині злитка, тобто в місці стику виливної з прибутковою надставкою. Форма, розміри і місце розташування кірочок за перетином злитків і заготовок можуть бути різноманітними.

Корочки, що потрапили в тіло злитка, дуже важко виявити. Навіть під час контролю якості металу за висотою злитка залита скоринка може не потрапити в перетин контрольованого темплету. Часто заворотами кірки можуть бути уражені окремі зливки. Окислені скоринки, супроводжувані великими неметалевими включеннями, до числа яких входять складні сполуки оксидів і вогнетриви, позначаються на якості металу.

Щоб не допустити завороту утвореної скоринки, необхідно контролювати поверхню металу, що піднімається у виливниці. За гарного змащення виливниці і нормальної швидкості розливання метал весь час повинен «відходити» від стінок, утворюючи абсолютно чистий, вільний від плени рант. Це забезпечують, регулюючи швидкість розливання з урахуванням температури і рідини, що тече (слід брати до уваги, що підвищення швидкості і температури розливання для низки марок сталі може призвести до утворення гарячих тріщин на злитках).

Виходячи із зазначеного вище, обирають режим наповнення (залежно від марки сталі, форми і ваги злитків, температури розливання), за якого без утворення скоринки на поверхні металу заповнюється 1/4, 1/2, 2/3 (або навіть уся) виливниця за висотою. Вище цього рівня можна допустити утворення плен і кірочок при збереженні рідкого ранта біля стінок виливниці.

Розливання металу із застосуванням плаваючих сухих дерев'яних рамок запобігає утворенню заворотів кірочок. Для спостереження за режимом розливання за виглядом поверхні металу і регулювання її швидкості одну виливницю на кожному піддоні залишають без рамки.

Щоб не допустити утворення скоринки на поверхні металу у виливниці, розливання слід здійснювати під шлакоутворювальними і теплоізоляційними сумішами, рідкими шлаками, теплоізоляційними дисками тощо.

Усунення плени можливе шляхом шліфування і вогневої зачистки. Усунення ж напливів у більшості випадків неможливе.

Методика проведення

Розвиток дефектів у злитку готової сталі

(усадкова раковина, пористість, стовпчаста кристалізація, сегрегація, тріщини та ін.) багато в чому визначається вибором співвідношення температури та швидкості розливання сталі [2]. При цьому єдина залежність отримання якісних злитків від зазначених параметрів відсутня у зв'язку з різницею у способах розливання та хімічного складу сталі.

Температура розливання сталі є одним з найбільш важливих параметрів, що впливають на якість злитків: розвиток усадкових порожнеч і пористості в злитку, протікання процесів кристалізації та сегрегації сталі, виділення розчинних і нерозчинних домішок, поява тріщин і заворотів на поверхні зливка.

При відомих міцнісних і особливо пластичних властивостях сталі при високих температурах схильність злитків до утворення тріщин і заворотів залежить від кількості тепла перегріву сталі $Q_{розл}$, яке підводиться до 1 м^2 бічної поверхні скоринки злитка при наповненні виливниці рідкою сталлю. Якщо цієї теплоти забагато, то швидкість кристалізації зменшується, скоринка виходить тонкою та здатною до утворення розривів. У разі невеликого підведення тепла швидкість твердіння збільшується, але цього тепла може не вистачити на компенсацію втрат тепла на випромінювання з відкритої поверхні металу, що піднімається в процесі розливу у виливниці. Тому найменша кількість поверхневих дефектів виходить за якихось оптимальних температур розливання сталі (рис. 1) [3], які можуть бути досягнуті із використанням доводки сталі на установці «ківш-піч» [4].

Таким чином для мінімізації дефектів злитків необхідне дотримання умови

$$q_{розл} = \frac{c \cdot \rho \cdot w \cdot \Delta T}{60 \cdot H} \cdot \frac{S}{\Pi} = \text{const}, \quad (1)$$

де $q_{розл}$ – щільність теплового потоку від сталі до стінки виливниці, Вт/м²;

c – питома теплоємність сталі за нормальної температури розливання, Дж/кг·°С;

w – швидкість розливання, м/хв.;

ΔT – перегрів сталі над температурою ліквідусу під час розливання, °С;

H , S , Π – висота злитка, площа і периметр поперечного перерізу злитка, м, м², м.

Або, простіше кажучи $w \cdot \Delta T = \text{const}$, оскільки $(c, \rho, H, S, \Pi) = \text{const}$.

Для досліджень [5,6], що проводяться на сталях 20, Ст3, 14ХГС і 19Г, що розливаються в зливки масою 8,6; 9,6 та 12,8 т сифонним способом, було встановлено оптимальне $q_{розл} = 160 \div 181 \text{ кВт/м}^2$.

Якщо розрахувати за цими значеннями температурно-швидкісний режим розливання спокійних сталей ПТ70сп і 70Г для зливків $H = 2200 \text{ мм}$ і $\Pi/S = 6$ отримаємо наступні швидкості розливу в залежності від перегріву (рисунок 2).

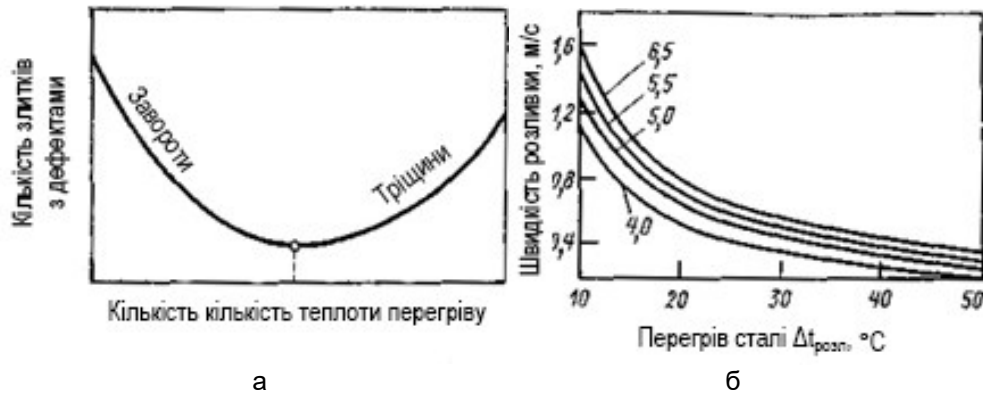


Рисунок 1 – Вплив тепла перегріву сталі на схильність злитків до утворення дефектів (а), і на допустиму швидкість її розливання (б) (цифри на кривих – значення P/S)

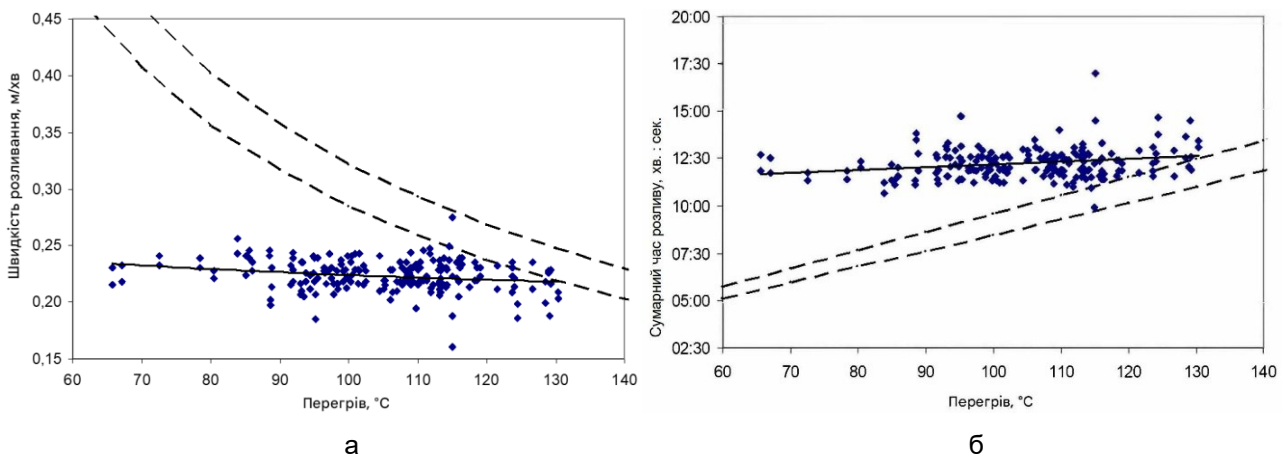


Рисунок 2 – Зміна швидкості (а) і часу (б) розливу злитків залежно від перегріву сталі над температурою ліквідус: — фактична крива - - - розрахунковий інтервал

На рисунку 2 ясно видно, що фактична швидкість розливання і час наповнення піддону, хоч і лежать у межах встановлених ТІ для даного підприємства, практично не залежать від температури перегріву сталі, і її зміна має випадковий характер. Відмінність у розрахунковій та практичній швидкості розливу пояснюється відмінністю умов, в яких були отримані $q_{\text{раз}} = 160 \div 181$ кВт/м², від умов заводу. Однак у будь-якому разі час наповнення піддону необхідно варіювати в залежності від температури сталі на розливанні.

Як вже неодноразово підкреслювалося вище, характерними дефектами, причиною яких є недотримання температурно-швидкісного режиму розливання, є тріщини та плени. Тому для розробки режиму розливання спокійної сталі різних марок необхідно застосувати техніку оптимізації. Оптимізованим параметром є дріб $\Delta T/\tau \sim \Delta T \times w$ (τ – час наповнення тіла злитка), а його оптимальне значення відповідатиме одночасній мінімізації тріщин і плен, як це показано на рисунку 1а.

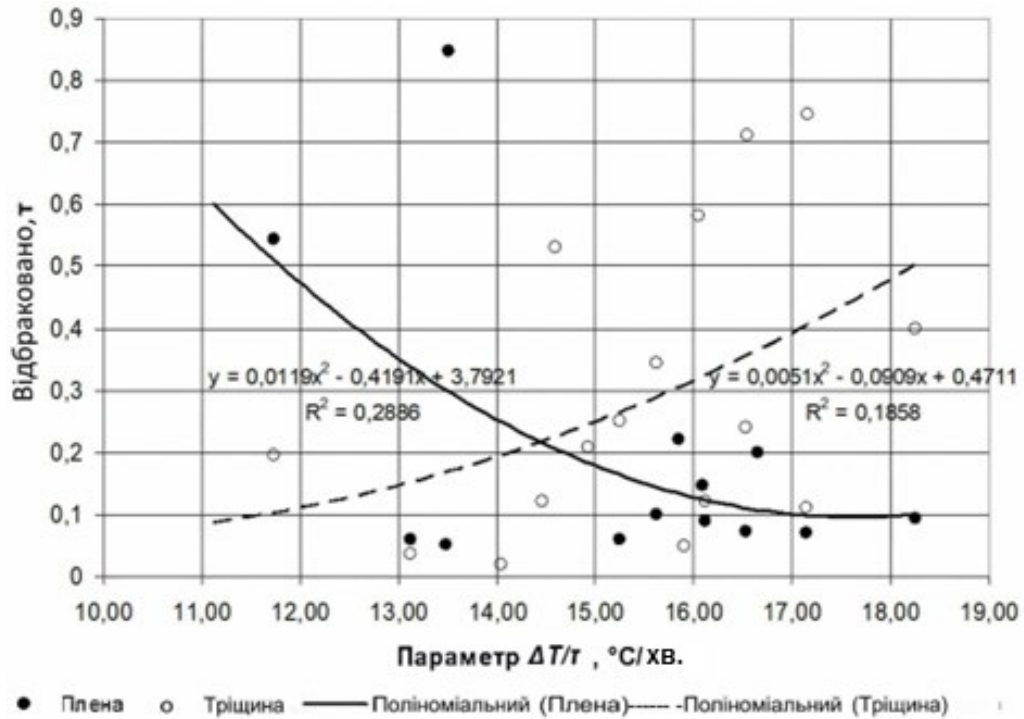
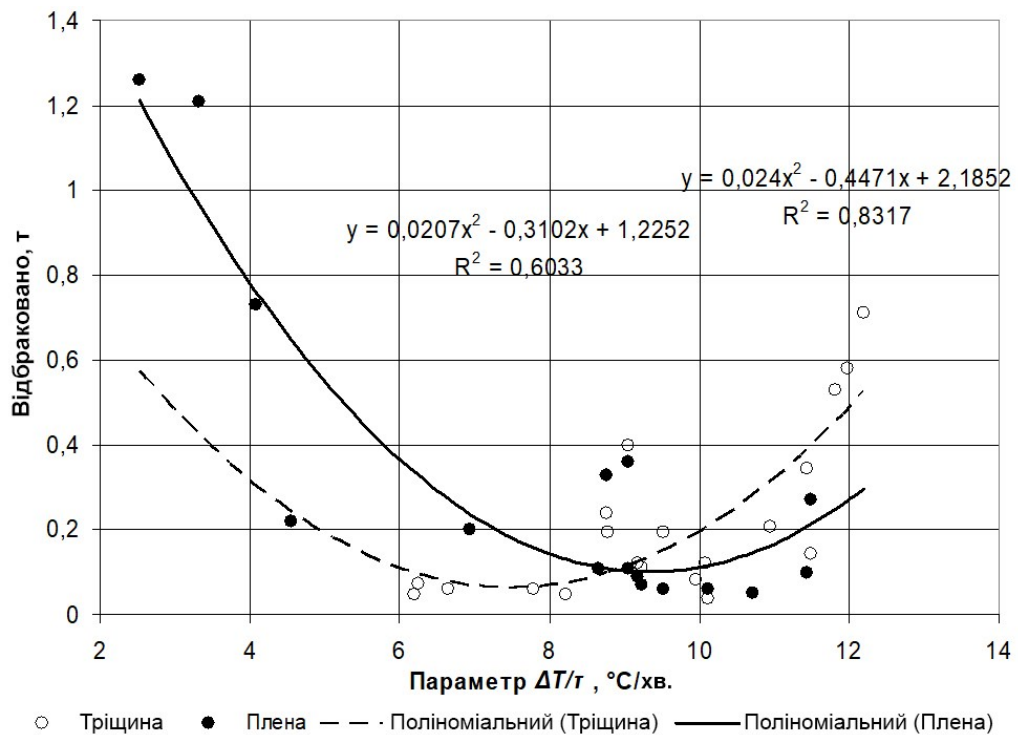
Оптимізація температурно-швидкісного режиму розливання

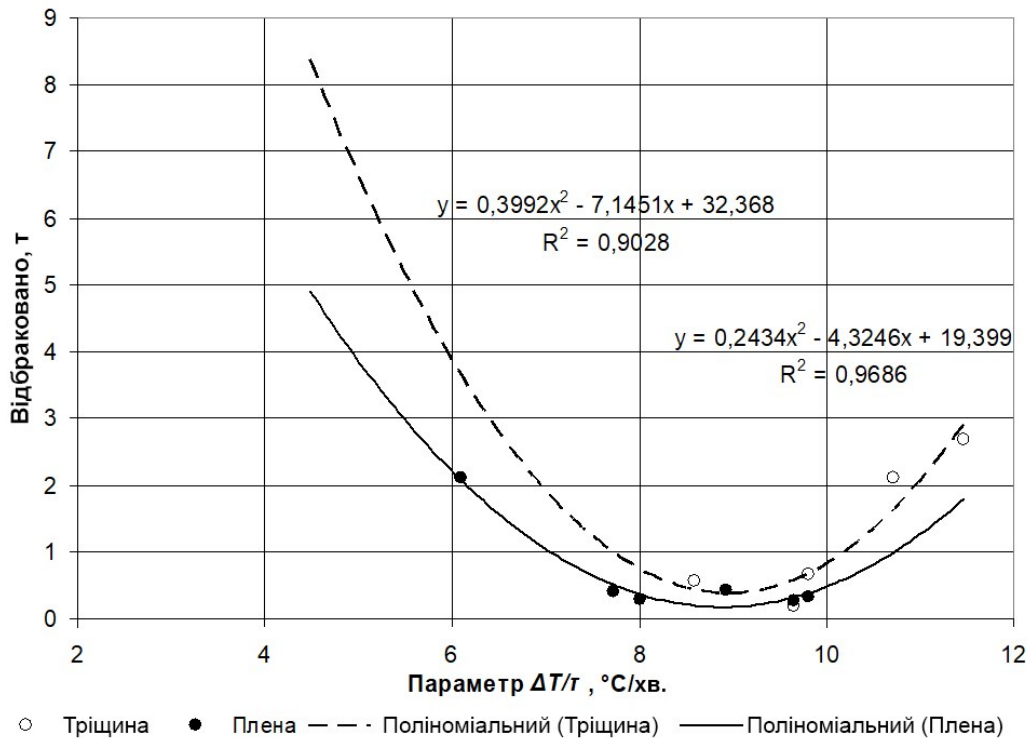
Для оптимізації параметра $\Delta T/\tau$ було використано паспорти плавки сталі спокійних марок К63, ПТ70сп, 70Г, 09Г2С.

На рисунку 3 наведено залежність ураженості злитків спокійної сталі тріщинами та пленами від параметра $\Delta T/\tau$. Як видно на графіку, суттєве зменшення розвитку дефектів спостерігається при значенні параметра, що оптимізується, 14,44. Для знаходження цього значення необхідно вирішити систему (2) квадратних рівнянь, одержаних при апроксимації точок.

$$\begin{cases} 0,0119x^2 - 0,4191x + 3,7921 - y = 0; \\ 0,0051x^2 - 0,0909x + 0,4711 - y = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Аналогічно знаходимо оптимальне значення для інших марок сталі. Графіки залежності, отримані в ході аналізу, представлені на рисунку 3-5.

Рисунок 3 – Залежність ураження злитків стали К63 тріщинами та пленами від параметра $\Delta T/\tau$ Рисунок 4 – Залежність ураження злитків стали ПТ70сп тріщинами та пленами від параметра $\Delta T/\tau$

Рисунок 5 – Залежність ураження злитків сталі 70Г тріщинами та плодами від параметра $\Delta T/\tau$

У розглянутий період спостерігалось відсутність тріщин і плен на злитках сталі 09Г2С, що свідчить про правильність температурно-швидкісного

режиму її розливання. Оптимальні значення параметра $\Delta T/\tau$ інших марок сталі наведені у таблиці 1.

Таблиця 7.1 – Оптимальні значення параметра $\Delta T/\tau$ для марок, що вивчаються

Марка сталі	К63	ПТ70сп	70Г
Значення параметра $\Delta T/\tau$	14,44	8,94	8,92

За знайденими оптимальними значеннями параметра $\Delta T/\tau$ можна розрахувати швидкість розливання (час наповнення тіла злитка) при певних значеннях температури сталі в ковші та часі його витримки.

Згідно з діючою на підприємстві ТІ втрата температури в ковші становить 1 °С за хв. За результатами розрахунку за методикою [7] отримано зниження температури на 1,3-2,5°С/хв. залежно від стійкості ковша. Зважаючи на те, що зниження температури в ковші становить в середньому 1°С/хв., час і швидкість наповнення тіла зливка розраховуємо за формулами:

$$\tau_{\tau} = \frac{t_k - t_l - \tau_{\text{вирт}}}{\Delta T/\tau}, \text{ хв.}, \quad (3)$$

$$w_{\tau} = 2.2 \cdot \frac{\Delta T/\tau}{t_k - t_l - \tau_{\text{вирт}}}, \text{ м/хв.}, \quad (4)$$

де $\tau_{\text{вирт}}$ – час витримки сталі в ковші, хв.

За цими формулами розраховується масив значень часу розливки при витримці металу в ковші від 5 до 20 хв. і температурі сталі в ковші. Температура сталі в ковші для досліджуваних марок сталі варіюється в таких межах: 1525÷1570°С для 70Г; 1540÷1570°С для сталі ПТ70сп; 1540÷1576°С для К63. Графіки з розрахованою швидкістю розливу наведено на рисунках 6-8.

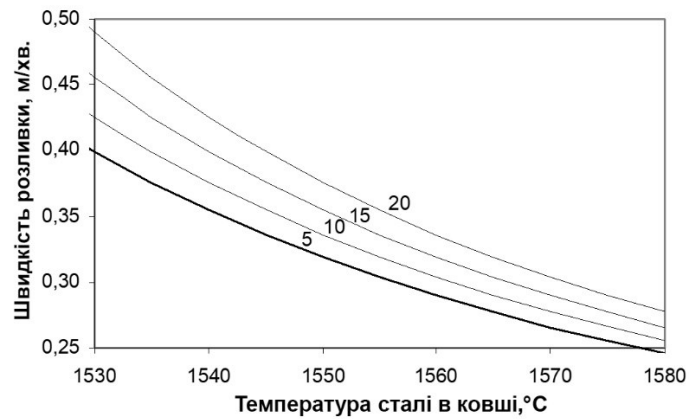


Рисунок 6 – Розрахункова швидкість розливання тіла злитка сталі К63 (цифри на кривих – час витримки ковша перед розливом у хвилинах)

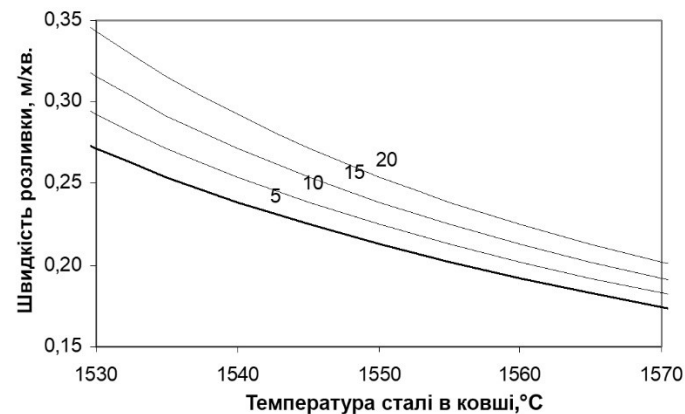


Рисунок 7 – Розрахункова швидкість розливу тіла злитка сталі ПТ70сп (цифри на кривих – час витримки ковша перед розливом у хвилинах)

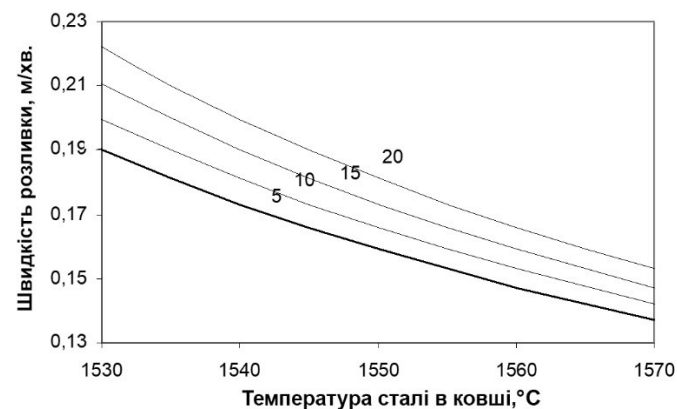


Рисунок 8 – Розрахункова швидкість розливу тіла злитка сталі 70Г (цифри на кривих – час витримки ковша перед розливом у хвилинах)

Висновки

Проведено детальну класифікацію найбільш характерних для умов заводу дефектів, що утворюються при виробництві сталі спокійних марок, із зазначенням причин їх виникнення та заходів світового досвіду щодо їх запобігання та усунення. 8.

Розроблено та випробувано температурно-швидкісний режим розливання сталі з урахуванням марки сталі та часу витримки металу в сталерозливному ковші. За результатами дослідних плавок одержано зниження кількості браку, при виробництві спокійних марок сталі, на 57,45% від існуючого.

Перелік посилань

1. Атлас дефектів. Перекл. з нім. Є.Я. Капуткіна / За ред. М.Л. Бернштейна, 1979. – 188 с.
2. Явойський В.І., Левін С.Л., Баптизмаський В.І., Умріхін П.В., Меджибозький М.Я., Поволоцький Д.Я., Ойкс Г.М., Черненко М.А., Абросімов В., 1973, 816 с.
3. Розливання та кристалізація сталі. Єфімов В.А., 1976. 552 с.

4. Ruban, V. Investigating cavity formation in an electric arc zone during out-of-furnace processing of steel / V. Ruban, O. Stoianov, K. Niziaiev, Y. Synehin, S. Zhuravlova, K. Malii // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. – 2023. – № 4/1. – С. 134–142. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2023.284884>
5. Проблеми сталевго зливка, 1969, №3, 423 с.
6. Єфімов В.А. Сталевий зливко. Металургіздат, 1961. 356 с.
7. Позапічна обробка сталі: Навч. Посібник / В.І. Баптізманський, А.Г. Величко, Є.І. Ісаєв. – К.: УМК ВО, 1988. – 52 с.

References

1. Bernstein, M. L. (Ed.). (1979). Atlas of defects.
2. Yavoysky, V. I., Levin, S. L., Baptizmansky, V. I., Umrikhin, P. V., Medzhibozky, M. Y., Povolotsky, D. Y., Oakes, G. M., Chernenko, M. A., Abrosimov, V. (1973)
3. Efimov, V. A. (1976). Steel casting and crystallisation
4. Ruban, V., Stoianov, O., Niziaiev, K., Synehin, Y., Zhuravlova, S., & Malii, K. (2023). Investigating cavity formation in an electric arc zone during out-of-furnace processing of steel. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*,4(1), 134–142. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2023.284884>
5. *Problems of steel ingot*. (1969), (3)
6. Efimov, V. A. (1961). *Steel ingot*. Metallurgizdat
7. Baptizmansky, V. I., Velichko, A. G., & Isaev, E. I. (1988). Out-of-furnace treatment of steel. UМК VO

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 22.05.2024
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.08.2024

ЗМІСТ

ЖАДАНОС О.В., ДЕРЕВ'ЯНКО І.В., ПЕТРЕНКО М.С., ШЕПЕТЯК Є.А., МАЦИШИН В.Г. ДОСЛІДЖЕННЯ ТА АНАЛІЗ ТЕПЛОЕНЕРГЕТИЧНИХ ПІД ЧАС ПОЗАПІЧНОЇ ОБРОБКИ СТАЛІ В АГРЕГАТІ КІВШ-ПІЧ ЄМНІСТЮ 100 ТОН	5
ВЕЛИЧКО К.О., ГРЕК А.С., ТОКАРЕВ С.И. МОДЕЛЮВАННЯ І ДОСЛІДЖЕННЯ ПЕРЕМІШУВАННЯ МЕТАЛУ В АКТИВНОМУ КОВШІ*	13
ГРИШИН О.М., ВЕЛИЧКО О.Г., ГРЕК О.С., НАДТОЧІЙ А.А. ВУГЛЕЦЕВОТЕРМІЧНЕ ВІДНОВЛЕННЯ ОКСИДІВ ЗАЛІЗА В УМОВАХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ВПЛИВУ	20
МИРОНОВА Т.М., АШКЕЛЯНЕЦЬ А.В., БОНДАРЕВ С.В., ГУБА Р.М. ФОРМУВАННЯ СТРУКТУРИ В БАГАТОШАРОВИХ ПОКОВКАХ З ВУГЛЕЦЕВОЇ І КОРОЗІЙНОСТІЙКОЇ СТАЛЕЙ ТА МІДНИХ СПЛАВІВ	28
ШЕВЧЕНКО Д.В., ОВЧАРУК А.М., НАДТОЧІЙ А.А. ПРОБЛЕМА ДЕСУЛЬФУРАЦІЇ ЧОРНОВОГО ФЕРОНИКЕЛЮ, ОТРИМАНОВОГО ЗА ТЕХНОЛОГІЄЮ НИЗЬКОГО ВІДНОВЛЕННЯ НА ПОБУЗЬКОМУ ФЕРОНИКЕЛЕВОМУ КОМБІНАТІ	36
ГРЕС Л.П., ГУПАЛО О.В., ЄРЬОМІН О.О., РАДЧЕНКО Ю.М., СУЛІМЕНКО С.Є. ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ІНТЕНСИФІКАЦІЇ ДОМЕННОГО ПРОЦЕСУ ШЛЯХОМ ЗБІЛЬШЕННЯ ВИТРАТ ДУТТЯ НА ПАРАМЕТРИ ЕКСПЛУАТАЦІЇ СИСТЕМИ ПІДВОДУ ТА НАГРІВАННЯ ДУТТЯ	43
КАМКІНА Л.В., СМІРНОВ О.М., ШАРАНДІН К.М., РЯБИЙ Д.В. РОЗВИТОК «ПАСИВНОЇ» СИСТЕМИ ВІДСІКАННЯ КІНЦЕВОГО КОНВЕРТЕРНОГО ШЛАКУ ТА РОЗРОБКА ФУНКЦІОНАЛЬНИХ СТОПОРІВ	49
ЗАСЕЛЬСЬКИЙ В. Й., ПОПОЛОВ Д. В. ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАКЛИНЮВАННЯ ЧАСТИНОК МАТЕРІАЛУ У ОТВОРАХ ВІЛЬНО УКЛАДЕНОЇ СІЯЧОЇ ПОВЕРХНІ ВІБРАЦІЙНОГО ГРОХОТА	58
АКРЕЄВ В.В., МЕЛЬНИК С.О., ПРИХОДЬКО С.В., ОВЧАРУК А.М., ГУБА Р.М. ВИБІР ОПТИМАЛЬНОЇ ВИТРАТИ ІНЕРТНОГО ГАЗУ ПРИ ПРОДУВАННІ СТАЛІ В 250-ТОННОМУ СТАЛЕРОЗЛИВНОМУ КОВШІ	65
СЕЛІВЬОРСТОВ В.Ю., ДОЦЕНКО Ю.В., СЕЛІВЬОРСТОВА Т.В. ПЕРСПЕКТИВИ ВИКОРИСТАННЯ КОМПЛЕКСНОГО ВПЛИВУ НА ФОРМУВАННЯ ВЛАСТИВОСТЕЙ ЛИТОГО СПЛАВУ СИСТЕМИ AL-SI В ПРОЦЕСІ ЗАТВЕРДІННЯ	73
ВЕЛИЧКО К.О., МЯНОВСЬКА Я.В., КАМКІНА Л.В. РЕГУЛЮВАННЯ ВМІСТУ ВУГЛЕЦЮ ТА ФОСФОРУ В МАРГАНЦЕВИХ СПЛАВАХ ПРИ ОБРОБЦІ В ОКИСЛЮВАЛЬНОМУ ГАЗОВОМУ СЕРЕДОВИЩІ АБО ОКСИДНІЙ СИСТЕМІ	78
КАШИРНА Н.О., КОРЕНЄВ О.В., СОРОКІН Є.Л., СТАРОВОЙТ А.Г., МАЛИЙ Є.І., СТАРОВОЙТ М.А. АНАЛІЗ ПРОЦЕСІВ ТА МЕТОДІВ РОЗШИРЕННЯ СИРОВИННОЇ БАЗИ КОКСУВАННЯ Повідомлення 1. Стан проблеми розширення сировинної бази коксування	83
НІЗЯЄВ К.Г., СИНЕГІН Є.В., СТОЯНОВ О.М., ЖУРАВЛЬОВА С.В., ЖУРАВЛЬОВА І.В., ОСТРЯНІН Р.Є., СКРИПНИК А.В. ВДОСКОНАЛЕННЯ ТЕМПЕРАТУРНО-ШВИДКІСНОГО РЕЖИМУ РОЗЛИВАННЯ ЗЛИВКІВ РЕЙКОВОЇ СТАЛІ	89
ЗМІСТ	97
CONTENT	98

CONTENT

ZHADANOS O.V., DEREVIANKO I.V., PETRENKO M.S., SHEPETIAK E.A., MATSYSHYN V.G.	
RESEARCH AND ANALYSIS OF THERMAL ENERGY PROCESSES DURING SECONDARY STEELMAKING IN THE LADLE-FURNACE WITH THE CAPACITY OF 100 TONS.....	5
VELYCHKO K.O., GREK A.S., TOKAREV S.I.	
MODELLING AND INVESTIGATION OF METAL MIXING IN AN ACTIVE LADLE**	13
GRISHIN O.M., VELYCHKO O.G., GREK O.S., NADTOCHIY A.A.	
CARBOTHERMAL REDUCTION OF IRON OXIDES UNDER ELECTROMAGNETIC INFLUENCE	20
MYRONOVA T.M., ASHKELIANETS A.V., BONDAREV S.V., GUBA R.M.	
STRUCTURE FORMATION IN MULTI-LAYER FORGINGS FROM CARBON AND CORROSION-RESISTANT STEEL AND COPPER ALLOYS	28
SHEVCHENKO D.V., OVCHARUK A.M., NADTOCHII A.A.	
THE PROBLEM OF DESULPHURIZATION OF CRUDE FERRONICKEL OBTAINED BY LOW REDUCTION TECHNOLOGY AT THE POBUZHSKY FERRONICKEL PLANT	36
GRES L.P., GUPALO O.V., YEROMIN O.O., RADCHENKO Yu.M., SULIMENKO S.Ye.	
STUDY OF THE IMPACT OF BLAST FURNACE PROCESS INTENSIFICATION BY INCREASING THE BLAST FLOW RATE ON THE OPERATING PARAMETERS OF THE BLAST SUPPLY AND HEATING SYSTEM	43
KAMKINA L.V., SMIRNOV O.M., SHARANDIN K.M., RYABYI D.V.	
DEVELOPMENT OF A "PASSIVE" CUT-OFF SYSTEM OF FINAL BOF SLAG AND PRODUSED OF FUNCTIONAL STOPERS	49
ZASELSKYI V.Y., POPOLOV D.V.	
RESEARCH ON PARTICLE JAMMING IN THE OPENINGS OF A FREELY LAID SIEVING SURFACE OF A VIBRATING SCREEN	58
AKREEV V.V., MELNYK S.O., PRIKHODKO S.V., OVCHARUK A.M., HUBA R.M.	
CHOOSING THE OPTIMUM INERT GAS CONSUMPTION WHEN PURGING STEEL IN A 250-TON STEEL LADLE.....	65
SELIVORSTOV V.Yu., DOTSENKO Yu.V., SELIVORSTOVA T.V.	
PROSPECTS FOR THE DEVELOPMENT OF COMPLEX INJECTION MOLDING OF THE CAST ALLOY OF THE Al-Si SYSTEM DURING THE HARDENING PROCESS	73
VELYCHKO K.O., MIANOVSKA Ya.V., KAMKINA L.V.	
REGULATION OF CARBON AND PHOSPHORUS CONTENT IN MANGANESE ALLOYS WHEN PROCESSED IN AN OXIDIZING GAS ENVIRONMENT OR OXIDE SYSTEM.....	78
KASHIRNAYA N.O., KORENEV O.V., SOROKIN E.L. STAROVOIT A.G., MALYI E.I., STAROVOIT M.A.	
ANALYSIS OF PROCESSES AND METHODS FOR EXPANDING THE PROTEIN BASE COKING PLANT. NOTE 1. THE PROBLEM OF EXPANDING THE SERUM BASE COKING PLANT.....	83
NIZIAIEV K.H., SYNEHIN Ye.V., STOIANOV O.M., ZHURAVLOVA S.V., ZHURAVLOVA I.V., OSTRIANIN R.Ye., SKRIPNIK A.V.	
IMPROVEMENT OF THE TEMPERATURE AND SPEED REGIME OF CASTING RAIL STEEL INGOTS	89
ЗМІСТ	97
CONTENT	98

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

науково-виробничий журнал

Засновники: Український державний університет науки і технологій
Відділення матеріалознавства і металургії
Академії інженерних наук України

Видавець: Український державний університет науки і технологій
Головний редактор проф. Пройдак Ю.С.
Зам. головного редактора д.т.н., проф. Камкіна Л.В.

Комп'ютерна верстка- Безшкуренко О.Г.

Адреса і місцезнаходження видавця:

Український державний університет науки і технологій,
вул. Лазаряна, 2, м. Дніпро, 49010, Україна.

Тел.: +38-056-373-15-44, **Email:** office@ust.edu.ua

Сайт наукового видання: <https://tpm.ust.edu.ua/>

Підписано до друку 21.08.2024 року.
Формат 60x84 1/8. Тираж 100 примірників.

THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY

Scientific and Production Journal

Founders: Ukrainian State University of Science and Technologies
Department of Materials Science and Metallurgy
of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine

Publisher: Ukrainian State University of Science and Technologies
Editor-in-Chief prof. Proidak Yu.
Honorable Editor Ph.D., prof. Kamkina L.

Page layout by O.H. Bezhkurenko

Publisher's address and location:

Lazariana Str., 2, Dnipro, 49010, Ukraine

Phone: +38-056-373-15-44, **Email:** office@ust.edu.ua

Journal website: <https://tpm.ust.edu.ua/>

Signed for printing 21/08/2024.
Format 60x84 1/8. Edition of 100 copies.