МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
АКАДЕМІЯ ІНЖЕНЕРНИХ НАУК УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

№3
(128)
2021

ЗАГАЛЬНОДЕРЖАВНИЙ НАУКОВО-ТЕХНІЧНИЙ ЖУРНАЛ

Видається з березня 1997 року
Виходить 6 разів на рік

Засновники: Національна металургійна академія України
Відділення матеріалознавства та металургії
Академії інженерних наук України

Видавці: Національна металургійна академія України
Відділення матеріалознавства та металургії
Академії інженерних наук України

Дніпро
2021

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ
АКАДЕМІЯ ІНЖЕНЕРНИХ НАУК УКРАЇНИ

Загальнодержавний науково-технічний журнал

ISSN 1028-2335

Випуск 3 (128) 2021р

Свідоцтво про реєсстрацію: серія КВ № 21962-11862ПР від 23 березня 2016 року

Наказом МІНІСТЕРСТВА ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ **№157** від ***09.02.2021 р***. журнал включено до категорії «Б» переліку наукових фахових видань України, по спеціальностям:
133 – Галузеве машинобудування;
136 – Металургія;
161 – Хімічні технології

Рекомендовано Вченою Радою Національної металургійної академії України №7 від 30.06.2021

Формат 60х84 $^{1}/_{8}$.
Ум.друк.арк. 5,12
Адреса редакції та видавця: Національна металургійна академія України, пр.Гагаріна, 4, м.Дніпро, 49006
т.(0562) 47-44-42; (067)719-37-51
Тираж 100 прим.

Засновники:
Центр (відділення) матеріалознавства і металургії Академії інженерних наук України
Національна металургійна академія України

Редакційна колегія

Головний редактор
д.т.н., проф. **Пройдак 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. Лежнєв 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)

Передрук лише за дозволом редакції
При використанні матеріалів посилання на журнал обов'язкове
Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу, наданого автором до друку
Матеріали публікуються на мові оригіналу
За якість перекладу статей на англійську мову редакція відповідальності не несе
Редакційна рада залишає за собою право змінювати текст статей, не впливаючи на загальний зміст наданого матеріалу

http://tpm.nmetau.edu.ua

Комп'ютерне верстання О.Г.Безшкуренко

©НМетАУ 2021

MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE
ACADEMY OF ENGINEERING SCIENCES OF UKRAINE
NATIONAL METALLURGICAL ACADEMY OF UKRAINE

THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY

#3
(128)
2021

GENERAL STATE SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL

Issued since March 1997
Released 6 times a year

Founders: National Metallurgical Academy of Ukraine
Department of Materials Science and Metallurgy
Of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine

Publishers: National Metallurgical Academy of Ukraine
Department of Materials Science and Metallurgy
Of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine

Dnipro
2021

MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE
ACADEMY OF ENGINEERING SCIENCES OF UKRAINE
NATIONAL METALLURGICAL ACADEMY OF UKRAINE

National scientific journal

ISSN 1028-2335

Edition 3 (128) 2021 year

Certificate of registration:
КВ № 21962-11862ПР
23.03.2016

By the order of the MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE №157 from 09.02.2021, 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

Recommended Academic Council of the National Metallurgical Academy of Ukraine #7 ***30.06.2021***

Format 60x84 1/8.
CPP. 5,12
Editorial address and publisher: National Metallurgical Academy of Ukraine, Gagarina, 4, Dnipro 49006
т.(0562) 47-44-61; 0662911534
Copies of 100.

Founders:
Center (Department) of Materials Science and Metallurgy of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine
National Metallurgical Academy of Ukraine

Editorial board

Editor in Chief
D.Tech.Sc., prof. **Proydak Yu** (Ukraine)
Honorable Editor
D.Tech.Sc., prof. **Kamkina L.** (Ukraine)

Prof., d.t.s. Bilodidenko S.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Volkova O.	(Gemany)
Prof., d.t.s. Gnatushenko V.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Knapinskij M.	(Poland)
Prof., d.t.s. Kutsova V.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Lezhnyev S.	(Kazakhstan)
Prof., d.t.s. Lyalyuk V.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Malij Ye.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Medovar L.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Sigarov Ye	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Frolov Ya.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Shatoha V.	(Ukraine)

Reproduction only with permission of the publisher
With reference to the journal is obligatory
Publisher is not responsible for the content of the material,
by authors for publication
Publikuyutsya materials in the original language
For quality translations of articles on English version is not liable
Editorial Board reserves the right to change the text of the articles without affecting the overall content of the material

Computer layout by Olexej Bezshkurenko

http://tpm.nmetau.edu.ua

©NMetAU 2021

УДК 536:24:532.517 https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.01

Єрьомін О. О., Гупало О. В., Радченко Ю. М., Римар М., Кізек Я., Куликов А.

Дослідження процесів тепло- та масообміну в металургійній печі при збагаченні повітря горіння технологічним киснем.

Yeromin O., Gupalo O., Radchenko Yu., Rimar M, Kizek J., Kulikov A.

The study of heat and mass transfer in the metallurgical furnace, which uses oxygen-enriched air for fuel combustion.

Метою роботи є підвищення енергоефективності нагрівальних пристроїв металургійних підприємств шляхом застосування технології спалювання палива при збагаченні повітря горіння технологічним киснем.

Методика дослідження заснована на використанні методів математичного моделювання та фундаментальних законів газодинаміки та тепло- і масообміну. Розроблено математичну модель, яка враховує конвективну та випромінюючу складові процесу теплообміну між димовими газами і металом, дозволяє визначати температурні поля металу і газів та поле швидкості газів уздовж робочого простору печі безперервної дії. Відмінною рисою розробленої моделі є можливість застосування її для печей, в яких спалювання палива відбувається з використанням атмосферного або збагаченого киснем повітря.

Результати. З використанням розробленої математичної моделі досліджено теплову роботу печі, в яку на спалювання палива подається повітря з вмістом кисню 21, 27 або 33 %. Розроблено енергоефективні режими нагрівання металу та визначено зміну температурних полів металу в робочій камері печі, витрат палива, атмосферного повітря та технологічного кисню, а також показників енергоефективності печі в залежності від вмісту кисню в повітрі горіння. Розрахунки виконано при нехтуванні конвективною складовою теплообміну та при врахуванні конвективної складової тепловіддачі від димових газів до металу.

Наукова новизна роботи полягає у визначенні похибки розрахунків при нехтуванні конвективною складовою теплообміну в робочій камері печі, яка не перевищує 3,8 % для температурного поля металу, 5,1 % для температурного поля димових газів, 5,9 % для температури повітря горіння та 1,2 % для питомих витрат атмосферного повітря й кисню, а також показників енергоефективності печі. Отримані результати доказують правомірність використання математичних моделей, в яких конвективна складова теплообміну не береться до уваги, при розробці енергоефективних режимів нагрівання металу при збагаченні повітря горіння киснем до 33%.

Практична значущість роботи полягає в розробленій математичній моделі, яка може використовуватися для розробки енергоефективних режимів нагрівання металу в металургійних печах безперервної дії при спалюванні палива з використанням атмосферного або збагаченого киснем повітря.

Ключові слова: піч, теплообмін, масообмін, конвекція, теплове випромінювання, кисень, збагачене киснем повітря.

The purpose *of the study is to increase the energy efficiency of heating furnaces of metallurgical plants by applying the technology of fuel combustion with oxygen-enriched air.*

The methodology *is based on mathematical modelling methods and fundamental laws of gas dynamics and heat and mass transfer. A mathematical model has been developed that considers the convective and radiating components of the heat exchange and allows to determine the temperature fields of metal and gases and the gas velocity field lengthwise the working space of a continuous furnace. A distinctive feature of the model is the possibility of its application for furnaces where fuel combustion takes place using atmospheric or oxygen-enriched air.*

Findings*. The furnace's thermal operation was studied using the developed mathematical model. The fuel combustion was researched when the oxygen content in the air reached 21, 27 and 33%. The energy-efficient modes of metal heating were developed. The change of metal temperature fields in the furnace chamber, the consumptions of fuel, atmospheric air and process oxygen, and the furnace's energy efficiency indicators were also determined. All the mentioned parameters were determined in dependence on the oxygen content in the combustion air. The calculations were performed by neglecting or taking into account the convective component of heat transfer.*

The study's originality *is to determine the relative error of calculations in the case of neglecting the convective component of heat transfer in the furnace's working chamber. It was found that the relative error did not exceed 3.8% for the metal temperature field, 5.1% for the flue gas temperature field, 5.9% for the temperature of the combustion air and 1.2% for specific consumptions of atmospheric air, and oxygen, and also for furnace's energy efficiency indicators. The obtained results prove the legitimacy of applying mathematical models in which the convective component of heat transfer is not taken into account. Moreover, it is valid for developing energy-efficient modes of metal heating when enriching the combustion air with oxygen up to 33%.*

The practical value *of the study is in the developed mathematical model that can be used to choose energy-efficient modes of metal heating in continuous metallurgical furnaces when fuel is burning with atmospheric or oxygen-enriched air.*

Keywords: furnace, heat transfer, mass transfer, convection, thermal radiation, oxygen, oxygen-enriched air.

1. Вступ

Підвищення енергоефективності металургійного виробництва може вирішуватися шляхом оптимізації паливно-енергетичних балансів підпри-

Єрьомін Олександр Олегович – д.т.н., проф. НМетАУ
Гупало Олена В'ячеславівна – к.т.н., доц. НМетАУ
Радченко Юрій Миколайович – к.т.н., доц. НМетАУ
Римар Мірослав – Словакія
Кізек Ян - Словакія
Куликов Андрій - Словакія

Yeromin Oleksandr – d.t.s., NMetAU
Gupalo Olena – c.t.s., NMetAU
Radchenko Yurii – c.t.s., NMetAU
Rimar Miroslav – CSc Technical University of Kosice Slovakia
Kizek Jan – doc.ind Technical University of Kosice Slovakia
Kulikov Andrii - PhD Technical University of Kosice Slovakia

ємств за рахунок повного використання власних енергоресурсів, удосконаленням технологій виробництва, конструкцій і режимів роботи технологічних агрегатів. Одним з цінних енергоресурсів сучасних металургійних комбінатів є технологічний кисень. При неритмічній роботі основних споживачів кисню на підприємствах виникають його тимчасові надлишки, які при відсутності накопичувачів зазвичай скидаються в атмосферу. В той же час технологічний кисень може використовуватись для збагачення повітря, що подається на спалювання палива, або замість атмосферного повітря в якості окислювача. Дослідження, наведені в роботі [1], показали, що найвища ефективність використання кисню для збагачення повітря горіння досягається при його використанні в теплотехнічних агрегатах прокатних цехів – нагрівальних печах безперервної дії. Дана робота присвячена моделюванню теплової роботи такого агрегату та розробці технології спалювання палива у збагаченому киснем повітрі.

2. Аналіз літературних даних та постановка проблеми.

На металургійних підприємствах країн Західної Європи, США і Південної Кореї до 2009 р. 120 печей було спроектовано і введено в експлуатацію, або переведено на газокисневе спалювання палива [2]. Роботи в цьому напрямку продовжуються і по теперішній час [3 - 5]. Принцип безполум'яного спалювання палива в умовах високотемпературного підігрівання повітря розглянуто в роботі [6]. Зарубіжними компаніями розроблено низку пальникових пристроїв, які реалізують технологію безполум'яного газо-кисневого спалювання палива (Flameless Oxy-fuel Technology) [7 - 8], при якій здійснюється спалювання, як правило, природного газу, в технологічному кисні. Технологія DOC - Diluted Oxygen Combustion [9, 10] також передбачає спалювання газоподібного палива з киснем при значній мірі розведення продуктами згоряння газокисневих високошвидкісних горілчаних струменів. За рахунок розвиненої рециркуляції димових газів у печі температура факела може бути нижче, ніж при спалюванні палива з атмосферним повітрям в умовах відсутності рециркуляції пічних газів. Застосування цих технологій, в порівнянні з технологією спалювання палива в атмосферному повітрі, забезпечує 3 – 4 кратне зменшення об'єму продуктів згоряння, збільшення температури горіння палива і дворазове підвищення випромінювальної здатності факела [2]. Застосування кисню в теплових агрегатах призводить до підвищення їх продуктивності на 25 – 50 %, економії палива на 30 – 60 % (в залежності від конкретних умов виробництва), підвищення якості теплової обробки матеріалів та спрощення конструкції агрегату [3, 4, 6, 11-13]. У певних умовах можливе зниження угару металу і кількості шкідливих викидів у довкілля [3, 8, 10].

При всіх перевагах газокисневого спалювання палива застосування цієї технології на українських металургійних заводах стикається з низкою проблем: низька інвестиційна спроможність підприємств в розвиток та технічне переоснащення виробництва; циклічні зміни цін на металургійну продукцію, а отже і прибутків підприємств; різке коливання цін на енергоресурси; подальша залежність роботи реконструйованого агрегату від наявності технологічного кисню на підприємстві; неможливість відмовитися від газокисневого спалювання палива без повторної реконструкції агрегату, заміни пальників і модернізації допоміжного обладнання. Тому в Україні та пострадянських країнах технологічний кисень, як окислювач, в нагрівальних печах практично не застосовується [14 – 16].

Збагачення повітря горіння киснем можна вважати альтернативним шляхом підвищення енергоефективності теплотехнічних агрегатів. Його впровадження не потребує значних інвестицій на заміну обладнання та реконструкцію агрегату і не призводить до виникнення загрози зупинки виробництва у разі затримки постачання кисню, або до значного збільшення собівартості виробництва у разі стрімкого зростання його ціни.

Збільшення вмісту кисню в повітрі зменшує баласт у вигляді азоту, а, отже, і питомий вихід димових газів, в результаті чого знижуються теплові втрати з димовими газами, що відходять. Також збільшується коефіцієнт використання теплоти палива та калориметрична температура. Таким чином, збагачення повітря горіння киснем впливає на показники теплової роботи агрегату аналогічно підвищенню температури підігріву повітря. Іноді ці фактори протиставляють один одному, припускаючи, що рішення проблеми виробництва дешевого технологічного кисню у великих кількостях здатне витіснити глибоку утилізацію теплоти диму, що відходить. Іноді високотемпературний підігрів повітря і спалювання палива в чистому кисні розглядають як конкуруючі технології [17, 18]. Проте, автори більшості робіт приходять до висновку, що кінцевий вибір технології, а також ступеня збагачення повітря киснем залежить від конкретних умов виробництва, цін на енергоносії та інвестиційних можливостей підприємства.

У роботах [15, 16] проаналізовано можливість економії палива в нагрівальних печах безперервної дії при вмісті кисню у повітрі, що змінюється в межах 21 – 100 %. Показано, що ефективність збагачення повітря киснем вища в агрегатах з більш низькими показниками енергоефективності. На практиці вміст кисню в повітрі можна обмежити 45 – 50 %, оскільки подальше збагачення повітря не призводить до значного зростання економії палива.

Дослідження, виконані в [15], показали, що збільшення вмісту кисню в повітрі до 25 % для нагрівальних печей ВАТ «БМЗ» забезпечує економію природного газу на 1,6 – 2,7 %. Також автори зазначають, що значне збагачення повітря киснем

призводить до необхідності реконструкції окремих вузлів печі, що викликає збільшення капітальних витрат на впровадження заходу.

Збагачення повітря киснем також впливає на роботу пальників. При збільшенні вмісту кисню в повітрі межі регулювання пальників скорочуються. При впровадженні заходу і розрахунку капітальних витрат на його реалізацію необхідно проводити аналіз зміни діапазону регулювання пальників, яке особливо важливо при роботі печі в широкому діапазоні зміни продуктивності, і розглядати необхідність заміни пальників [15, 19].

При розрахунку економічного ефекту слід також враховувати і вартість технологічного кисню, на яку істотно впливає технологія його виробництва. За даними [2] енерговитрати на отримання кисню в залежності від застосованої технології можуть відрізнятися в 3,5 рази (від 330 до 1150 кВт·год/тис. м^3 кисню).

3. Мета і завдання досліджень

Метою даної роботи є підвищення енергоефективності нагрівальних пристроїв металургійних підприємств шляхом застосування технології спалювання палива при збагаченні повітря горіння технологічним киснем.

Для досягнення поставленої мети в роботі необхідно:

- розробити математичну модель тепло- масообміну і руху газів в нагрівальній печі, яка дозволяє одночасно враховувати конвективну і випромінюючу складові теплообміну між димовими газами й металом;

- з використанням розробленої моделі дослідити зміну температурних полів металу й димових газів уздовж робочого простору печі та розрахувати показники її енергоефективності в залежності від ступеня збагачення киснем повітря горіння;

- розробити енергоефективні режими нагрівання металу до заданих кінцевих параметрів при заданій продуктивності при найменшій витраті палива для випадків роботи печі як на атмосферному, так і на збагаченому киснем повітрі;

- визначити правомірність застосування математичної моделі теплообміну випромінюванням для розрахунків теплової роботи печей, в яких спалювання палива відбувається зі збагаченим киснем повітрям;

- визначити рівень похибки розрахунків, яка виникає при нехтуванні конвективною складовою теплообміну в робочому просторі печі безперервної дії, та встановити межі застосування спрощених математичних моделей для інженерних розрахунків таких печей при їх роботі на атмосферному повітрі або повітрі, збагаченому киснем до 33 %.

4. Матеріали та методи дослідження

В якості об'єкту дослідження вибрано піч безперервної дії для нагрівання заготівок перед обробкою тиском. При побудові математичної моделі тепло- масообміну і руху газів робочий простір печі розділено на шість технологічних зон. В якості вихідних даних задаються: склад палива і коефіцієнт витрат повітря; частка кисню в повітрі горіння (k_{O_2}); геометричні розміри заготівок та марка сталі; температура посаду металу та кінцеві параметри його нагріву (температура поверхні і перепад температур по перетину заготівки наприкінці нагрівання); продуктивність печі та геометричні розміри робочого простору (висота, ширина, довжина технологічних зон; товщина слоїв футерівки печі; ступені чорноти металу і кладки; температура повітря горіння; температура продуктів згоряння, що відходять з печі; температури газів в опалюваних зонах печі; теплофізичні властивості сталі та матеріалів футерівки печі; допустима відносна похибка розрахунку ($\delta_{доп}$).

За методикою, наведеною в [20], виконуються розрахунки горіння палива з визначенням теоретичної і дійсної витрат атмосферного повітря; витрати технологічного кисню; теоретичної і дійсної витрат повітря горіння, яке збагачене киснем; питомого виходу продуктів згоряння; складу димових газів та залежності ентальпії диму від температури.

Розрахунок нагрівання заготівок виконується за методиками, що наведені в [21, 22]. Під час розрахунку визначаються параметри зовнішнього теплообміну; тривалість нагрівання металу; зміна температурного поля в заготівці, що нагрівається, та зміна температур димових газів, печі та внутрішньої поверхні її футерівки; теплові потоки від димових газів на метал; теплові втрати робочим простором печі в технологічних зонах. Оскільки значення коефіцієнтів тепловіддачі конвекцією заздалегідь невідомі у зв'язку з відсутністю даних про швидкості диму в робочому просторі печі, то у першому наближенні розрахунки проводять без урахування конвективної складової.

За методикою [21], розраховуються теплові втрати робочим простором зон печі, визначаються витрати палива на кожну зону та на піч в цілому, складається тепловий баланс печі та визначаються техніко-економічні показники її роботи (загальна теплова потужність, коефіцієнт корисної дії (ККД), питомі витрати палива та технологічного кисню).

Далі виконується розрахунок підігрівання повітря в рекуператорі [21].

На наступному етапі визначається зміна поля швидкості димових газів уздовж печі та розраховуються середньовитратні швидкості димових газів на межах технологічних зон. Із критеріального рівняння, отриманого для умов поперечного обтікання циліндру [23], визначаються числа Нуссельта на межах технологічних зон:

$$Nu_i = \varepsilon \cdot c \cdot \mathrm{Re}_i^{\,n},$$

де ε – поправка на кут атаки; c та n – емпіричні коефіцієнти [23]; Re_i – число Рейнольдса на межі і-тої зони.

За розрахованими числами Нуссельта визначаються коефіцієнти тепловіддачі конвекцією на

межах технологічних зон печі $\alpha_{к_i}$, середні коефіцієнти тепловіддачі в зонах $\overline{\alpha}_{к\,i}$ і повторюються розрахунки нагрівання металу, теплових втрат, показників енергоефективності печі й рекуператора з урахуванням конвективної тепловіддачі й корегуванням прийнятих у вихідних даних температурного режиму печі та температури повітря горіння.

Розроблена розрахункова математична модель може застосовуватись для дослідження процесів теплообміну й руху газів в печі безперервної дії, в якій для спалювання палива використовується як атмосферне так і збагачене киснем повітря.

5. Результати дослідження

Моделювання виконано для печі, в якій нагріваються циліндричні заготівки холодного посаду діаметром 0,57 м, довжиною 1,9 м. Піч опалюється природним газом з теплотою згоряння 34,372 МДж/м^3. Коефіцієнт витрати повітря горіння 1,05. Кінцеві параметри нагріву металу: температура поверхні 1270 °С; перепад температур по товщині заготівки 20 °С. Продуктивність печі – 60 т/год. Основні розміри робочого простору: ширина 4,9 м; висота 2,04 м; довжина активного поду 75,69 м. Піч розділено на шість технологічних зон, які по відношенню до активної площі поду складають: методична – 20 %, перша, друга, третя та четверта опалювальні зони по 15 %; п'ята опалювальна зона – 20 %. Для утилізації теплоти димових газів, що відходять, піч обладнано металевим рекуператором з площею поверхні теплообміну 200 м^2, який забезпечує підігрівання повітря до 270 °С.

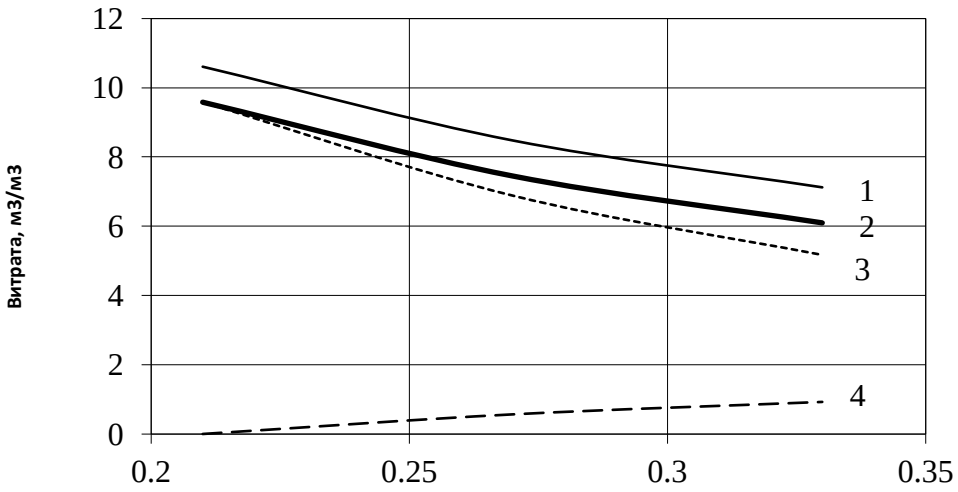
Розрахунки виконано при спалюванні палива з атмосферним повітрям та з повітрям, збагаченим технологічним киснем. Частка кисню в повітрі складала: $k_{O_2} = 0{,}21$ – для атмосферного повітря; $k_{O_2} = 0{,}27$ та $0{,}33$ – для збагаченого повітря. Вміст кисню в повітрі горіння обмежено 33 %, оскільки для двопровідних пальників, якими обладнано існуючи печі такого типу, подальше збагачення повітря горіння є небажаним, оскільки призводить до звуження меж регулювання витрат палива та повітря і може порушувати роботу пальників [24, 19].

З метою визначення впливу конвективної складової на процес теплообміну та точність результатів розрахунку температурного поля металу і показників енергоефективності печі моделювання виконано для двох варіантів:

1) без урахування конвективної тепловіддачі ($\alpha_{к_i} = 0$);

2) з урахуванням тепловіддачі конвекцією. При цьому результати моделювання, отримані за першим варіантом, використовуються для визначення коефіцієнтів тепловіддачі $\alpha_{к_i}$ на межах технологічних зон печі, а потім виконуються повторні розрахунки нагрівання металу і показників енергоефективності теплового агрегату, які передбачають корегування температурного режиму печі для забезпечення її роботи з прийнятою продуктивністю.

Під час виконання досліджень для обох варіантів, що розглядаються, розроблено режими нагрівання металу, які дозволяють забезпечити нагрівання заготівок до заданих кінцевих параметрів при заданій продуктивності при найменшій витраті палива. Зазначені енергоефективні режими нагрівання розроблено для випадків роботи печі як на атмосферному так і на збагаченому киснем повітрі.



1 – питомий вихід продуктів згоряння, м^3/м^3;
2 – дійсна витрата збагаченого повітря м^3/м^3;
3 – дійсна витрата атмосферного повітря, м^3/м^3;
4 – дійсна витрата технологічного кисню, м^3/м^3.
Рисунок 1 – Результати розрахунку горіння палива при n = 1,05

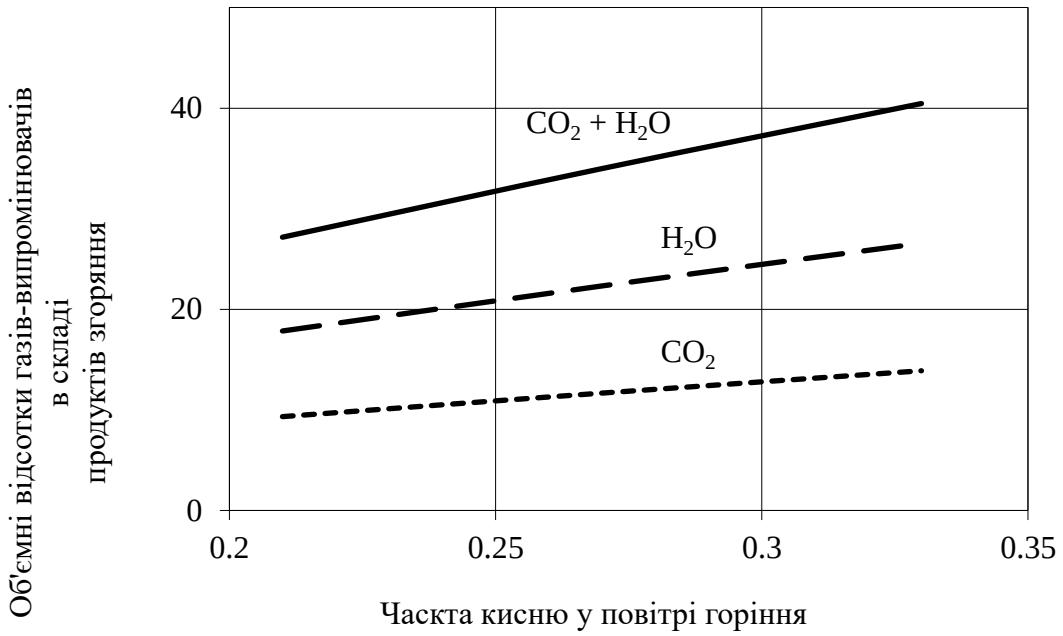
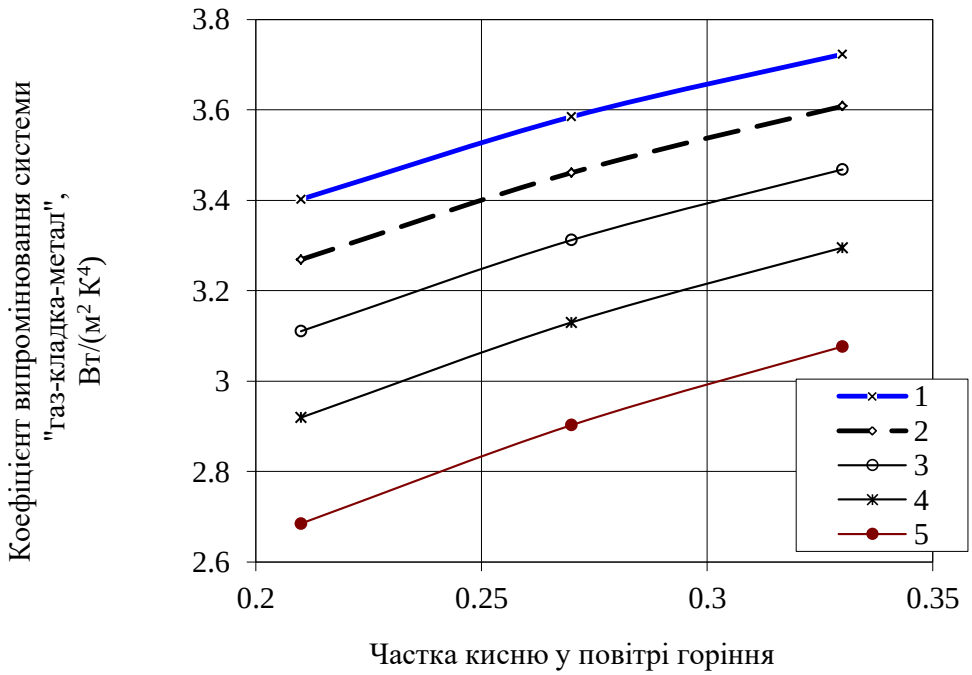


Рисунок 2 – Зміна складу продуктів згоряння при збагаченні киснем повітря горіння



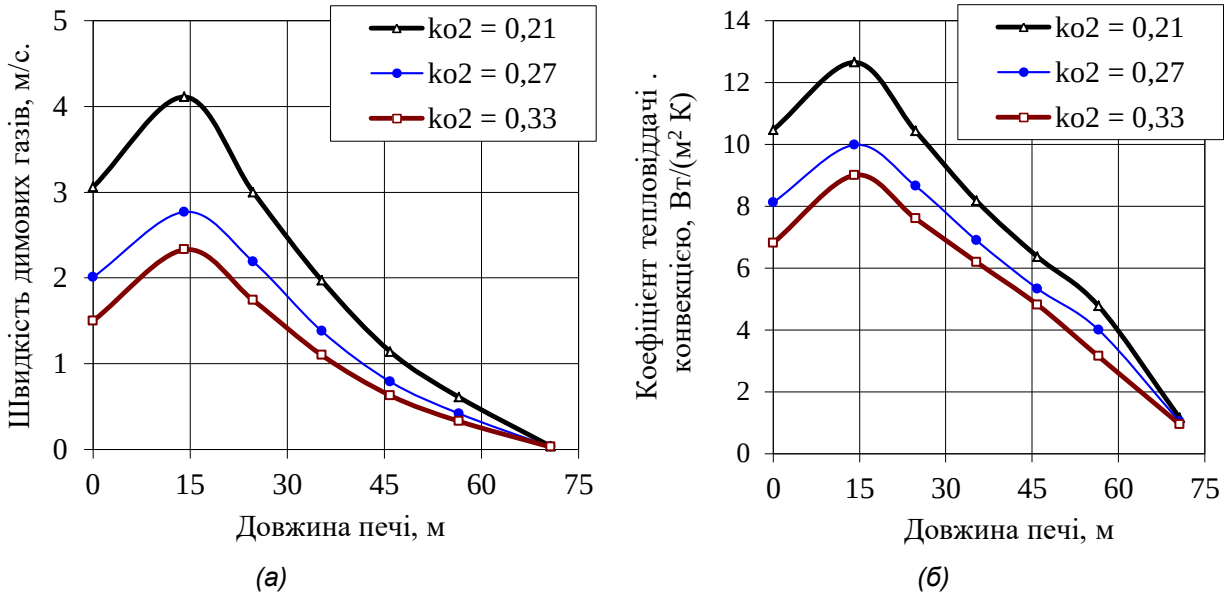
Температури димових газів: 1 – 600 °С; 2 – 800 °С; 3 – 1000 °С; 4 – 1200 °С; 5 – 1400 °С

Рисунок 3 – Зміна коефіцієнта випромінювання системи «газ-кладка-метал» при збагаченні киснем повітря горіння

На рис. 1 – 3 наведено результати розрахунків горіння палива та параметрів зовнішнього теплообміну в залежності від ступеня збагачення повітря горіння киснем. На рис. 4 наведено результати моделювання руху димових газів та зміну коефіцієнтів тепловіддачі конвекцією уздовж робочого простору печі. За результатами моделювання процесів тепло- масообміну і руху газів з урахуванням конвективної тепловіддачі визначено вплив конвекції на загальний процес теплообміну (див. рис. 5).

Результати моделювання температурного поля металу та димових газів, а також зміни показників енергоефективності печі в залежності від ступеня

збагачення повітря горіння киснем наведено в таблицях 1 та 2.



(а) *(б)*

Рисунок 4 – Зміна швидкості димових газів (а) і коефіцієнту тепловіддачі конвекцією (б) уздовж печі

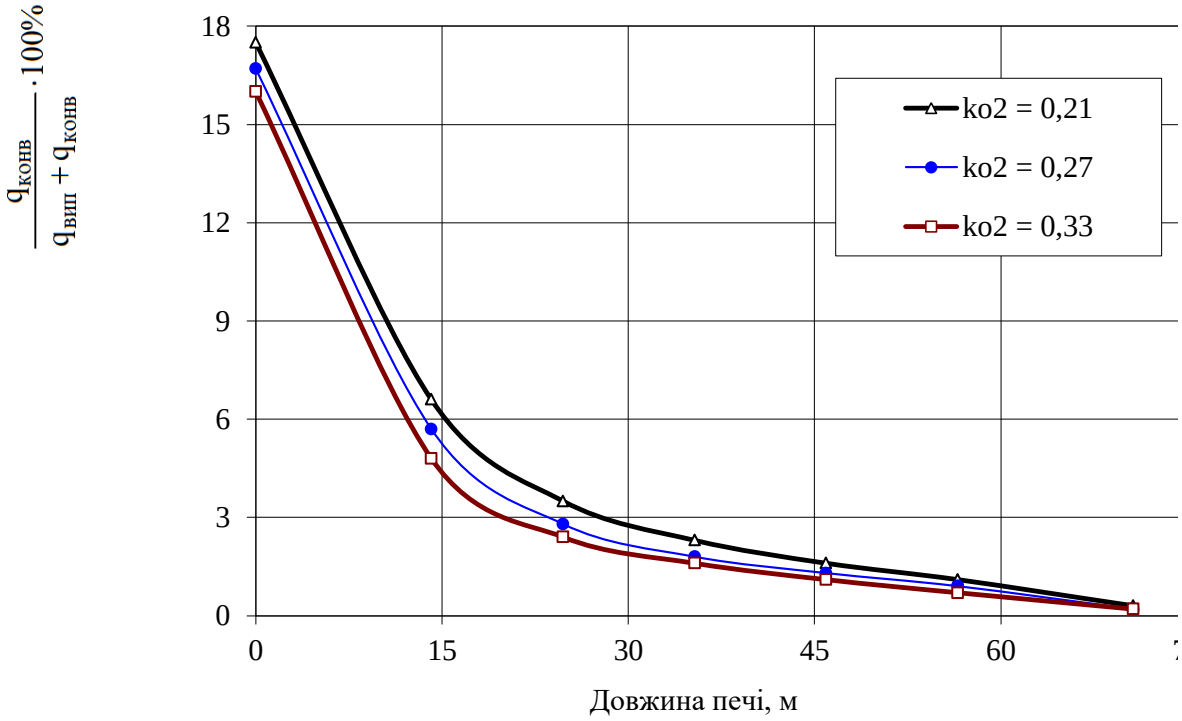


Рисунок 5 – Вплив конвективної тепловіддачі на процес теплообміну в робочому просторі печі в залежності від ступеня збагачення повітря горіння киснем

Таблиця 1 – Результати розрахунку температурного поля заготівок*

Показник		Частка кисню у повітрі горіння			Похибка результатів розрахунків, %		
		0,21	0,27	0,33	0,21	0,27	0,33
Температура поверхні заготівки на межах зон печі, °С	на початку нагрівання	20 20	20 20	20 20	0,0	0,0	0,0
	наприкінці зони 1	596 592	570 585	524 536	0,7	1,7	2,2
	наприкінці зони 2	950 952	933 946	919 922	0,2	2,1	0,3
	наприкінці зони 3	1107 1108	1097 1105	1089 1092	0,1	0,7	0,3
	наприкінці зони 4	1201 1199	1200 1197	1200 1198	0,2	0,3	0,2
	наприкінці зони 5	1247 1247	1248 1248	1248 1248	0,0	0,0	0,0
	наприкінці нагрівання	1270 1270	1270 1270	1270 1270	0,0	0,0	0,0
Середньомасова температура заготівки на межах зон печі, °С	на початку нагрівання	20 20	20 20	20 20	0,0	0,0	0,0
	наприкінці зони 1	431 425	398 410	358 368	1,4	0,5	2,7
	наприкінці зони 2	765 769	740 752	731 731	0,5	1,59	0,0
	наприкінці зони 3	975 979	957 971	945 949	0,4	1,4	0,4
	наприкінці зони 4	1134 1134	1127 1131	1122 1124	0,0	0,4	0,2
	наприкінці зони 5	1215 1215	1214 1214	1213 1213	0,0	0,0	0,0
	наприкінці нагрівання	1260 1260	1260 1260	1260 1260	0,0	0,0	0,0
Температура центру заготівки на межах зон печі, °С	на початку нагрівання	20 20	20 20	20 20	0,0	0,0	0,0
	наприкінці зони 1	265 258	227 236	192 199	2,7	3,8	3,5
	наприкінці зони 2	279 286	548 559	543 540	2,4	1,9	0,6
	наприкінці зони 3	843 850	818 836	802 806	0,8	2,2	0,5
	наприкінці зони 4	1067 1070	1055 1066	1045 1055	0,3	1,0	0,9
	наприкінці зони 5	1183 1183	1181 1180	1179 1178	0,0	0,1	0,1
	наприкінці нагрівання	1250 1250	1250 1250	1250 1250	0,0	0,0	0,0
* У чисельнику результати розрахунків для варіанту 1, у знаменнику – для варіанту 2							

Таблиця 2 – Техніко-економічні показники печі*

Показник		Частка кисню у повітрі горіння			Похибка результатів розрахунків, %		
		0,21	0,27	0,33	0,21	0,27	0,33
Температура, °С	димових газів, що відходять з печі	770 750	680 650	620 590	2,7	4,6	5,1
	атмосферного повітря на виході з рекуператора	270 261	261 242	250 231	3,4	7,9	8,2
	повітря горіння	270 261	232 215	198 187	3,4	7,9	5,9
Температурний режим печі, °С	зона 1	1120 1100	1110 1100	1080 1070	1,8	0,9	0,9
	зона 2	1200 1190	1190 1190	1170 1170	0,8	0	0
	зона 3	1250 1245	1240 1240	1230 1230	0,4	0	0
	зона 4	1270 1265	1270 1265	1270 1265	0,4	0,4	0,4
	зона 5	1280 1280	1280 1280	1279 1279	0	0	0
Витрата на піч, $м^3$/год	палива	2503 2475	2276 2252	2155 2137	1,1	1,1	0,8
	атмосферного повітря	23979 23711	15672 15506	11144 11049	1,1	1,1	0,9
	технологічного кисню	–	1288 1274	1996 1979	–	1,1	0,9
	повітря горіння	23979 23711	11960 16781	13140 13028	1,1	1,1	0,9
	продуктів згоряння	26547 26251	19296 19092	15352 15221	1,1	1,1	0,9
Питома витрата, $м^3$/т	палива	41,71 41,25	37,93 37,53	35,92 35,61	1,1	1,1	0,9
	технологічного кисню	–	21,47 21,23	33,27 32,98	–	1,1	0,9
Загальна теплова потужність печі ($М_{заг}$), МВт		23,90 23,63	21,73 21,50	20,58 20,40	1,1	1,2	0,9
Коефіцієнт використання теплоти палива (КВТ)		0,737 0,745	0,807 0,817	0,847 0,856	1,1	1,2	1,1
ККД печі, %		61,30 61,96	67,37 68,09	71,15 71,76	1,1	1,1	0,9
Коефіцієнт рекуперації теплоти		0,253 0,252	0,216 0,215	0,240 0,240	0,4	0,46	0
Питома економія палива, $м^3$/т		–	3,78 3,72	5,80 5,63	–	1,6	3
Економія палива, %		–	9,07 9,01	13,9 13,66	–	0,7	1,8

* У чисельнику результати розрахунків для варіанту 1, у знаменнику – для варіанту 2

6. Обговорення результатів

Як видно з рисунків 1 і 2, збільшення частки кисню в повітрі горіння навіть в узькому діапазоні 0,21 – 0,33 різко зменшує кількість атмосферного повітря, необхідного для спалювання палива, в наслідок чого змінюється питомий вихід продуктів згоряння, що утворюються при спалюванні палива, та склад димових газів. Так при підвищенні вмісту кисню в повітрі горіння до 33 % дійсна витрата атмосферного повітря знижується з 9,58 до 5,17 $м^3/м^3$, питомий вихід диму зменшується з 10,61 до 7,12 $м^3/м^3$, а сумарний відсоток газів-випромінювачів в їх складі зростає з 27,16 до 40,45 % за рахунок зменшення вмісту азоту в димі. В залежності від температури димових газів, збільшення вмісту вуглецевого газу та водяної пари в їх складі забезпечує збільшення ступеня чорноти диму та ступеня чорноти системи «газ-кладка-метал» на 10 – 15 % (див. рис. 3). Така зміна параметрів зовнішнього теплообміну підвищує вплив випромінювання в робочому просторі печі, в той час як зниження питомої витрати димових газів

при використанні кисню при спалюванні палива призводить до зниження швидкості димових газів та коефіцієнта конвективної тепловіддачі, в наслідок чого вплив конвекції в процесі теплообміну зменшується.

Як видно з рисунку 4, зміна коефіцієнта тепловіддачі конвекцією цілковито обумовлена характером зміни швидкості димових газів, яка зростає в результаті накопичення диму, що рухається в сторону, протилежну руху металу. Максимальні коефіцієнти конвективної тепловіддачі мають місце на межі методичної і першої опалювальної зони, де димові гази мають найвищу швидкість руху. Подальше зниження величини коефіцієнтів тепловіддачі в методичній зоні обумовлене суттєвим зниженням їх швидкості за рахунок зниження температури газів.

Слід відзначити, що застосовування кисню при спалюванні палива значно знижує швидкості руху димових газів уздовж робочого простору печі. Так при збільшенні частки кисню в повітрі горіння до 0,33 максимальне значення швидкості диму знижуються з 4,11 до 2,33 м/с, що призводить до зменшення відповідної величини коефіцієнта тепловіддачі з 12,65 до 9 Вт/(м^2·К).

На рис. 5 наведено результати розрахунків співвідношення конвективного теплового потоку до загального теплового потоку (конвекцією та випромінюванням) в робочому просторі печі. Як видно з рисунку, максимальний вплив конвекція відіграє в методичній зоні, тобто там, де димові гази характеризуються найбільшою швидкістю і різниця температур газів і металу є максимальною. В той же час в опалювальних зонах печі внесок конвекції в процес теплообміну не перевищує 7 % при роботі печі на атмосферному повітрі, 4,8 % – при збагаченні повітря горіння до вмісту кисню 33 %. Отже, збагачення киснем повітря горіння спричиняє зниження впливу конвективної тепловіддачі по всій довжині робочого простору печі.

Як видно з табл. 2, при використанні кисню для спалювання палива забезпечення заданих технологією продуктивності і якості нагрівання металу потребує корегування температурного режиму печі, яке передбачає зниження температур гріючих газів в опалювальних зонах. При цьому чим більший вміст кисню в повітрі горіння, тим більшого корегування потребує температурний режим печі.

Для забезпечення найкращих показників енергоефективності теплового агрегату, найбільше зниження температури гріючого газу повинно відбуватися в першій та другій опалювальних зонах. Це забезпечить зниження температури диму на виході з печі, що, в свою чергу, забезпечить зменшення питомої витрати палива на нагрівання металу.

Як свідчать результати розрахунків, збільшення k_{O_2} в діапазоні 0,21 – 0,33 потребує зниження температур в зонах 1 і 2, яке не перевищує 40 °С, при зберіганні температурного режиму в інших опалювальних зонах печі. Таким чином, математичне моделювання теплової роботи агрегату з метою розробки енергоефективних режимів нагрівання є необхідним і повинно виконуватися перед впровадженням заходу.

Порівняння варіантів розрахунків показує, що урахування конвективної складової під час моделювання практично не впливає на результати розрахунку температурного поля металу (див. табл. 1). У разі нехтування внеском конвекції в процес теплообміну (як це прийнято у варіанті 1) максимальна похибка виникає під час визначення температури центру заготівки наприкінці методичної зони печі (2,7 – 3,8 %). В той же час похибка розрахунку температурного поля газів досягає 2,7 – 5,1 % і має місце при визначенні температури димових газів, що відходять з теплового агрегату. Останнє призводить до виникнення похибки під час розрахунку температур підігріву повітря в рекуператорі, яка відповідно складає 3,4 % для $k_{O_2} = 0{,}21$ та 5,9 – 7,9% при $k_{O_2} = 0{,}27 - 0{,}33$. Незважаючи на цю обставину, похибка розрахунку питомих витрат палива, атмосферного повітря та кисню, загальної теплової потужності печі та її ККД не перевищує 1,2 %, що може вважатися цілком прийнятним для визначення техніко-економічних показників печі. Тому для розробки енергоефективних режимів нагрівання металу в печах безперервної дії, в яких на спалювання палива подається повітря з вмістом кисню 21 – 33 %, можна вважати допустимим використання спрощених математичних моделей, в яких внесок конвекції в процес теплообміну не береться до уваги.

Порівняння техніко-економічних показників печі, наведених в табл. 2, свідчить, що застосування кисню для збагачення повітря горіння є потужним чинником впливу на енергоефективність теплового агрегату. Так, підвищення вмісту кисню в повітрі до 27 % забезпечує зростання ККД печі на 6 % та економію природного газу 9,1 %, а збільшення вмісту кисню до 33 % – підвищення ККД на 9,8 %, та економію палива 13,7 %.

7. Висновки

1. Розроблено математичну модель тепло- й масообміну і руху газів в нагрівальній печі безперервної дії, яка враховує конвективну і випромінюючу складові процесу теплообміну між гріючим газом і металом. При заданих вихідних даних (геометричних та теплофізичних характеристиках металу, складі палива та умовах його спалювання, геометричних і технічних характеристиках печі) математична модель дозволяє визначати температурні поля металу і димових газів та поле швидкості газів уздовж робочого простору печі. Відмінною рисою розробленої моделі є можливість її застосування для печей, в яких спалювання палива відбувається з використанням як атмосферного, так і збагаченого киснем повітря.

2. З використанням розробленої моделі досліджено процеси тепло- й масообміну і руху газів в робочому просторі печі при вмісті кисню в повітрі горіння 21 – 33 %. Визначено, що збільшення час-

тки кисню в повітрі, що йде на спалювання палива, спричиняє зростання впливу теплового випромінювання в робочому просторі печі. В той же час вплив конвективної складової зменшується за рахунок зменшення швидкості димових газів, обумовленому зменшенню їх витрати. Максимальний вплив тепловіддача конвекцією має місце в методичній зоні печі, де на неї припадає від 16 –17,5 % (в началі зони) до 4,8 – 6,6 % (наприкінці зони) від загального теплового потоку на метал. При цьому збільшення частки кисню в повітрі горіння призводить до зменшення впливу конвективної складової на процес теплообміну.

3. Виконано порівняння розрахунків температурних полів металу і газу в робочому просторі печі, отриманих під час моделювання тепло- й масообміну в печі при вмісті кисню в повітрі горіння 21 – 33 %. Визначено, що нехтування конвективною складовою під час моделювання призводить до максимальної похибки при визначенні температурного поля металу 3,8 %. Максимальна похибка при визначенні температури димових газів в опалювальних зонах печі не перевищує 1,8 %, а при при визначенні температури диму, що відходить, – 5,1 %. Похибки розрахунків температури підігріву атмосферного повітря в рекуператорі та температури повітря горіння не перевищують відповідно 8,2 % та 5,9 % і не впливають на точність визначення техніко-економічних показників печі. Так, максимальна похибка розрахунку питомих витрат палива, атмосферного повітря та кисню, загальної теплової потужності печі та її ККД не перевищує 1,2 %. Тому для виконання інженерних розрахунків печей безперервної дії, які працюють на атмосферному або збагаченому повітрі з вмістом кисню до 33 %, можна вважати допустимим використання спрощених математичних моделей, в яких внесок конвекції в процес теплообміну не береться до уваги.

4. Використовуючи методи математичного моделювання розроблено енергоефективні режими нагрівання металу в печі при її роботі на збагаченому киснем повітрі горіння. Визначено, що збільшення частки кисню в повітрі горіння є потужним чинником підвищення енергоефективності теплового агрегату у порівняння з його роботою при спалюванні палива з атмосферним повітрям. Так, збільшення вмісту кисню в повітрі до 27 –33 % дозволяє збільшити ККД печі на 6 – 9,8 % та забезпечити економію палива 9 – 13,7 % при питомій витраті кисню 21,2– 33 $м^3$/т металу.

Бібліографічний опис

1. Грес Л. П., Гупало О. В., Єрьомін О. О., Каракаш Є. О., Д'якова Е. К. Дослідження ефективності використання технологічного кисню при опаленні теплотехнічних металургійних агрегатів. *Металургійна та гірничорудна промисловість*. Дніпро, 2019. № 3-4. С. 14–24. DOI: 10.34185/0543-5749.2019-3-4-14-24

2. Карп И. Н., Зайвый А. Н., Марцевой Е. П., Пьяных К. Е. Использование кислорода и обогащенного кислородом воздуха в нагревательных печах, колодцах, стендах разогрева сталеразливочных ковшей. *Энерготехнологии и ресурсосбережение*. Київ, 2012. № 3. С. 18–29

3. Khalid Y., Wu M., Silaen A., Martinez F., Okosun T., Worl B., Low J., Zhou C., Johnson K., White D. Oxygen enrichment combustion to reduce fossil energy consumption and emissions in hot rolling steel production. *Journal of Cleaner Production*. 2021. Vol. 320, 128714. DOI: 10.1016/j.jclepro.2021.128714

4. Martinez Zambrano F. J., Silaen A. K., Tian K., Maiolo. J., Zhou. C. Reduction of fuel utilization through oxygen-enriched combustion in a reheat furnace pusher-type. *Proceedings of the ASME 2021 Heat Transfer Summer Conference collocated with the ASME 2021 15th International Conference on Energy Sustainability*. DOI: 10.1115/HT2021-63931

5. Worl B., Martinez F., Silaen A., Johnson K., Fabina L., Tian K., Maiolo J., Zhou C. Application of oxygen-enriched combustion in an industrial reheating furnace using CFD. *AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings*. 2021, P. 618–626. DOI: 10.33313/382/062

6. Rimar M., Kulikov A., Fedak M, Yeromin O., Sukhyy K., Gupalo O., Belyanovskaya E., Berta R., Smajda M., Ratnayake M. R. Mathematical model of a heating furnace implemented with volumetric fuel combustion. *Processes*, 2021. Vol. 8, Issue 4 469. DOI: 10.3390/pr8040469.

7. Erfurth F., Grzych J., Parron II R., Miller F., Hernandez M., Tian K., O'Connor D., Rosen L. Fuel Savings for Slab Reheating Furnaces through Oxyfuel Combustion. *AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings.* 2006, Vol. 2. P. 1071–1075.

8. Bool L.E., III, Docquier N., Periasamy C., Rosen L.J. Oxyfuel and oxygen-enhanced burner testing. *Oxygen-Enhanced Combustion. Second Edition*. 2013. CRC Press. P. 471–494.

9. *Dilute Oxygen Combustion – Phase 1 Report*. Report DOE/ID/13331-T1 (DE98052058) / U.S. Department of Energy. Washington DC. October, 1997. P. 62–72. URL: https://webapp1.dlib.indiana.edu/virtual_disk_library/index.cgi/4297581/FID1887/m98052058.pdf

10. Riley M. F., Kobayashi H., Deneys, A. C. Praxair's dilute oxygen combustion technology for pyrometallurgical applications. JOM. 2001. Vol. 53. P. 21–24. DOI: 10.1007/s11837-001-0202-9

11. Oxy-fuel combustion in a rotary hearth heating furnace. URL: http://www.linde-gas.com.cn/zh/images/OvakoRotaryHearth_tcm111-10855.pdf

12. Black E., Erfurth F., Kitko G., Hernandez M., Kelly J., Rosen L., Tian K. Installation of a 145-MMBtu/hour oxyfuel firing system on the No. 2 reheat furnace at ArcelorMittal's 84-inch Hot Strip Mill. *Iron and Steel Technology.* 2010. Vol. 7. Issue 5. P 278–283.

13. Mike Lantz M., Hassenzahl D., Lugnet A., Ovako A.B., Moroz G., Carlsson A. 25 % Increased Reheating Throughput and 50 % Reduced Fuel Consumption by Flameless Oxyfuel at ArcelorMittal Shelby – Tubular Products, Ohio. *Iron & Steel Technol.* 2009. Vol. 6. Issue 9. P. 29–36.

14. Сорока Б. С. Системы сжигания и теплоутилизационные устройства технологических печей: Современное состояние и мировые тенденции. *Энерготехнологии и ресурсосбережение.* Київ, 2012. № 2. С. 54–68.

15. Кабишов С. М., Трусова И. А., Ратников П. Э., Менделев Д. В. Интенсификация тепловых процессов в высокотемпературных установках на примере нагревательных печей ОАО «БМЗ» путем обогащения воздуха воздушной смеси кислородом. *Литье и металлургия*. 2012. № 3 (67). С. 218–221.

16. Кабишов С. М., Трусова И. А., Ратников П. Э., Менделев Д. В. Экономические аспекты обогащения воздушного дутья кислородом в нагревательных и термических печах. *Металлургия: республиканский межведомственный сборник научных трудов*. Вып. 35. Минск: БНТУ, 2014. С. 8–16.

17. Kaufman J. S., Marino J. Regenerative Burners or Oxy-fuel Burners for your furnace upgrade? *Industrial heating*. 2011. June 2. URL: https://www.industrialheating.com/articles/90063-regenerative-burners-or-oxy-fuel-burners-for-your-furnace-upgrade

18. Fantuzzi M., Kaufman J. Tenova Regenerative flameless burners on California Steel Industries' new walking beam furnaces. *AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings*. 2013. Vol. 2. P. 2279–2290

19. Mokhatab S., Poe W.A., Mak J.Y. *Handbook of Natural Gas Transmission and Processing: Principles and Practices. 4-th edition*. Cambridge, MA : Gulf Professional Publishing, 2019, 824 p. DOI: 10.1016/C2017-0-03889-2

20. *Металлургические печи : Теория и расчеты*. В 2-х т. Т. 1 / Под общ. ред. В. И. Тимошпольского, В. И. Губинского. – Минск : Белорус. наука, 2007. 596 с.

21. *Металлургические печи : Теория и расчеты*. В 2-х т. Т. 2 / Под общ. ред. В. И. Тимошпольского, В. И. Губинского. – Минск : Белорус. наука, 2007. 832 с.

22. Румянцев В. Д. *Теория тепло- и масообмена*. Днепропетровск : Пороги, 2006. 532 с.

23. Мастрюков Б. С. *Теплотехнические расчеты промышленных печей*. М. : Металлургия, 1972. 368 с.

24. Ревун М. П., Потапов Б. Б., Ольшанский В. М., Бородулин А. В. *Высокотемпературные теплотехнические процессы и установки в металлургии*. Запорожье : ЗГИА, 2002. 443 с.

References

1. Hres L. P., Gupalo O. V., Yeromin O. O., Karakash Ye. O., Diakova E. K. Doslidzhennia efektyvnosti vykorystannia tekhnolohichnoho kysniu pry opalenni teplotekhnichnykh metalurhiinykh ahrehativ. *Metalurhiina ta hirnychorudna promyslovist*. Dnipro, 2019. № 3-4. S. 14–24. DOI: 10.34185/0543-5749.2019-3-4-14-24

2. Karp I. N., Zajvyj A. N., Marcevoj E. P., Pyanyx K. E. Ispolzovanie kisloroda i obogashhennogo kislorodom vozduxa v nagrevatelnyx pechax kolodcax stendax razogreva stalerazlivochnyx kovshej. *Energotexnologii i resursosberezhenie*. Kyiv, 2012. № 3. S. 18–29

3. Khalid Y., Wu M., Silaen A., Martinez F., Okosun T., Worl B., Low J., Zhou C., Johnson K., White D. Oxygen enrichment combustion to reduce fossil energy consumption and emissions in hot rolling steel production. *Journal of Cleaner Production*. 2021. Vol. 320, 128714. DOI: 10.1016/j.jclepro.2021.128714

4. Martinez Zambrano F. J., Silaen A. K., Tian K., Maiolo. J., Zhou. C. Reduction of fuel utilization through oxygen-enriched combustion in a reheat furnace pusher-type. *Proceedings of the ASME 2021 Heat Transfer Summer Conference collocated with the ASME 2021 15th International Conference on Energy Sustainability*. DOI: 10.1115/HT2021-63931

5. Worl B., Martinez F., Silaen A., Johnson K., Fabina L., Tian K., Maiolo J., Zhou C. Application of oxygen-enriched combustion in an industrial reheating furnace using CFD. *AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings*. 2021, P. 618–626. DOI: 10.33313/382/062

6. Rimar M., Kulikov A., Fedak M, Yeromin O., Sukhyy K., Gupalo O., Belyanovskaya E., Berta R., Smajda M., Ratnayake M. R. Mathematical model of a heating furnace implemented with volumetric fuel combustion. *Processes*, 2021. Vol. 8, Issue 4 469. DOI: 10.3390/pr8040469.

7. Erfurth F., Grzych J., Parron II R., Miller F., Hernandez M., Tian K., O'Connor D., Rosen L. Fuel Savings for Slab Reheating Furnaces through Oxyfuel Combustion. *AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings.* 2006, Vol. 2. P. 1071–1075.

8. Bool L.E., III, Docquier N., Periasamy C., Rosen L.J. Oxyfuel and oxygen-enhanced burner testing. *Oxygen-Enhanced Combustion. Second Edition*. 2013. CRC Press. P. 471–494.

9. *Dilute Oxygen Combustion – Phase 1 Report*. Report DOE/ID/13331-T1 (DE98052058) / U.S. Department of Energy. Washington DC. October, 1997. P. 62–72. URL:

https://webapp1.dlib.indiana.edu/virtual_disk_library/index.cgi/4297581/FID1887/m98052058.pdf

10. Riley M. F., Kobayashi H., Deneys, A. C. Praxair's dilute oxygen combustion technology for pyrometallurgical applications. *JOM.* 2001. Vol. 53. P. 21–24. DOI: 10.1007/s11837-001-0202-9
11. Oxy-fuel combustion in a rotary hearth heating furnace. URL: http://www.linde-gas.com.cn/zh/images/OvakoRotaryHearth_tcm111-10855.pdf
12. Black E., Erfurth F., Kitko G., Hernandez M., Kelly J., Rosen L., Tian K. Installation of a 145-MMBtu/hour oxyfuel firing system on the No. 2 reheat furnace at ArcelorMittal's 84-inch Hot Strip Mill. *Iron and Steel Technology.* 2010. Vol. 7. Issue 5. P 278–283.
13. Mike Lantz M., Hassenzahl D., Lugnet A., Ovako A.B., Moroz G., Carlsson A. 25 % Increased Reheating Throughput and 50 % Reduced Fuel Consumption by Flameless Oxyfuel at ArcelorMittal Shelby – Tubular Products, Ohio. *Iron & Steel Technol.* 2009. Vol. 6. Issue 9. P. 29–36.
14. Soroka B. S. Sistemy szhiganiya i teploutilizacionnye ustrojstva texnologicheskix pechej sovremennoe sostoyanie i mirovye tendencii. Energotexnologii i resursosberezhenie. Kyiv. 2012. № 2. P. 54–68.
15. Kabishov S. M., Trusova I. A., Ratnikov P. E., Mendelev D. V. Intensifikaciya teplovyx processov v vysokotemperaturnyx ustanovkax na primere nagrevatelnyx pechej OAO "BMZ" putem obogashheniya vozduxa vozdushnoj smesi kislorodom. *Lite i Metallurgiya*. 2012. № 3 (67). P. 218–221.
16. Kabishov S. M., Trusova I. A., Ratnikov P. E., Mendelev D. V. Ekonomicheskie aspekty obogashheniya vozdushnogo dutya kislorodom v nagrevatelnyx i termicheskix pechax. *Metallurgiya*: respublikanskij mezhvedomstvennyj sbornik nauchnyx trudov. Vyp. 35. Minsk: BNTU, 2014. P. 8–16.
17. Kaufman J. S., Marino J. Regenerative Burners or Oxy-fuel Burners for your furnace upgrade? *Industrial heating*. 2011. June 2. URL: https://www.industrialheating.com/articles/90063-regenerative-burners-or-oxy-fuel-burners-for-your-furnace-upgrade
18. Fantuzzi M., Kaufman J. Tenova Regenerative flameless burners on California Steel Industries' new walking beam furnaces. *AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings*. 2013. Vol. 2. P. 2279–2290
19. Mokhatab S., Poe W.A., Mak J.Y. *Handbook of Natural Gas Transmission and Processing: Principles and Practices. 4-th edition*. Cambridge, MA : Gulf Professional Publishing, 2019, 824 p. DOI: 10.1016/C2017-0-03889-2
20. *Metallurgicheskie pechi. Teoriya i raschety*. V 2-h t. T 1 / Pod obshh. red. V. I. Timoshpolskogo, V. .I Gubinskogo. – Minsk: Belorus. nauka, 2007. 596 p.
21. *Metallurgicheskie pechi. Teoriya i raschety*. V 2-h t. T 2 / Pod obshh. red. V. I. Timoshpolskogo, V. .I Gubinskogo. – Minsk: Belorus. nauka, 2007. 832 p.
22. Rumyancev V. D. *Teoriya teplo- i masoobmena*. Dnepropetrovsk. Porogi, 2006. 532 p.
23. Mastryukov B. S. *Teplotexnicheskie raschety promyshlennyx pechej*. M. Metallurgiya, 1972. 368 p.
24. Revun M. P., Potapov B. B., Olshanskij V. M., Borodulin A. V. *Vysokotemperaturnye teplotexnicheskie processy i ustanovki v metallurgii*. Zaporozhe: ZGIA, 2002. 443 p.

УДК 621.74.002.6:669.131.7 https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.02

Іванова Л.Х., Колотило Є.В.

Кулястий графіт в заевтектичному чавуні

Ivanova L., Kolotilo E.

Spherical graphite in trans-eutectic cast iron

Мета. Дослідження розподілу гадолінію в структурних складових валкового чавуну.
Методика. Для дослідження впливу гадолінію на структурні складові плавку проводили в силітовій печі. Розплав чавуну перегрівали і методом примусового занурювання оброблювали зростаючими кількостями металевого гадолінію. Зразки охолоджувалися зі швидкістю, яка є в осерді реальної валкової ливарної форми – 0,5 град/с.
Металографічний аналіз проводили на металомікроскопі моделі Neophot 21, рентгеноспектральний мікроаналіз проводили на установці MS-46 за прискорювального напругу 20 кВ і струму зонда 25 нА на зразках, виплавлених в індукційній печі ВЧИ-10 з охолодженням сплаву зі швидкістю 10 град/хв.
Результати. Лабораторними дослідженнями були встановлені залишкові вмісти гадолінію в чавуні серцевини і шийок валків, що забезпечують отримання кулястого графіту з фактором форми 0,8...0,9. Визначено, що гадоліній зосереджений в основному в оболонці графітного включення, прилеглої до його центрального ядра. Після статистичної обробки результатів встановлено, що вміст гадолінію в центральному ядрі графітного включення – 0,015%. Встановлено, що розподіл гадолінію носить подібний з ітрієм характер, а в порівнянні з церієм – зворотний характер.
Наукова новизна. Вперше проведено аналіз розподілу гадолінію в кулястому графіті заевтектичного чавуну.
Практична значущість. Визначення ролі модифікатора в процесі формоутворення графіту дозволить створити найбільш ефективні модифікатори і розробити раціональну технологію отримання чавуну з кулястим графітом. Результати роботи будуть використані при виготовленні литих прокатних валків із комплексно модифікованих чавунів.
Ключові слова: гадоліній, заевтектичний чавун, кулястий графіт, рідкоземельний метал, структура

Purpose. Investigation of gadolinium distribution in structural components of cast iron.
Methodology. To study the effect of gadolinium on the structural components of melting was performed in a silite furnace. The cast iron melt was overheated and treated with increasing amounts of gadolinium metal by forced immersion. The samples were cooled at a rate that is in the core of the real roll mold – 0.5 deg / s.
Metallographic analysis was performed on a microscope model Neophot 21, X-ray microanalysis was performed on MS-46 at an accelerating voltage of 20 kV and a probe current of 25 nA on samples smelted in an induction furnace ВЧИ-10 with alloy cooling at 10 deg / min.
Findings. Laboratory studies have established residual gadolinium contents in the cast iron core and necks of the rolls, providing spherical graphite with a form factor of 0.8 ... 0.9. It was determined that gadolinium is concentrated mainly in the shell of the graphite inclusion adjacent to its central nucleus. After statistical processing of the results, it was found that the gadolinium content in the central core of the graphite inclusion is 0.015%. It was found that the distribution of gadolinium is similar to yttrium, and in comparison with cerium – the opposite.
Originality. For the first time the analysis of gadolinium distribution in spherical graphite of hypereutectic cast iron was carried out.
Practical value. Determining the role of the modifier in the process of forming graphite will create the most effective modifiers and develop a rational technology for producing cast iron with spherical graphite. The results of the work will be used in the manufacture of cast rolled rolls from complex modified cast irons.
Key words: gadolinium, hypereutectic cast iron, rare earth metal, spherical graphite, structure

Вступ

Кафедра ливарного виробництва Національної металургійної академії України понад шістдесят років займається дослідженням впливу модифікування на якість литих чавунних виливків [1-10]. Одним з важливих питань для теорії та практики виробництва чавуну з кулястим графітом є дослідження розподілу модифікаторів між структурними фазами чавунів. Визначення ролі модифікатора в процесі формоутворення графіту дозволить створити найбільш ефективні модифікатори і розробити раціональну технологію отримання чавуну з кулястим графітом.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Дослідженням міжфазового і внутрішньофазового розподілу модифікаторів в чавунах з кулястим графітом присвячені численні дослідження і запропоновані різні моделі утворення кулястого графіту [1-5]. Так, за результатами хімічного аналізу А.Є. Кривошеєвим із співавторами встановлено, що церій у вибіленому шарі прокатних валків в основному зосереджений у феритній структурній складовій, в цементитній складовій кількість церію незначна [1]. Ю.М. Таран зі співавторами показали, що церієм збагачене ядро кулястого графіту [3]. У роботі Г.Є. Білаєм також було показано, що при модифікуванні церієм центральне ядро графітного включення збагачене ним, а оболонка містить церію значно менше. У той же час було показано, що в чавуні, модифікованому ітрієм, кулясте графітне включення має структуру, що складається з трьох шарів, а розподіл модифікатора – зворотний характер: підвищена концентрація ітрію була в оболонці [4-5]. Отже, великий інтерес представляє розподіл модифікаторів в об'ємі графітних

Іванова Людмила Харитонівна – д.т.н., проф. НМетАУ
Колотило Євген Вікторович – к.т.н. доц.

Ivanova Lydmila – d.t.s. NmetAU
Kolotilo Eyevgen – c.t.s.

включень. У роботах, присвячених цьому питанню, дані носять суперечливий характер.

Фізичні властивості рідкісноземельних металів (РЗМ), а також дані про їх кристалічну структуру вперше були узагальнені Гшнейдером на симпозіумі по РЗМ в 1959 р. в Чикаго [11], наприклад: гадоліній (лат. Gadolinium) Gd – атомний номер 64, атомна маса 157,25, атомний радіус 1,802А, густина 7,886 г/см^3, температура плавлення 1585К (1312 ± 15℃), гадоліній має гексагональну структуру типу магнію.

Дослідження щодо впливу гадолінію на структурні складові та розподіл гадолінію в кулястому графіті валкового чавуну в літературі практично відсутні.

Мета і завдання досліджень

В даній роботі наведені дані дослідження впливу гадолінію на структурні складові та розподіл гадолінію в кулястому графіті валкового чавуну.

Матеріали та методи дослідження

Досліджували розподіл гадолінію в заевтектичному чавуні наступного складу,%: вуглець – 4,13, кремній – 1,47, марганець – 0,15, фосфор – 0,004, сірка – 0,02, залізо – інше.

Для дослідження впливу гадолінію на структурні складові плавку проводили в силітовій печі. Розплав чавуну перегрівали і методом примусового занурювання оброблювали зростаючими кількостями металевого гадолінію. Зразки охолоджувалися зі швидкістю, яка є в осерді реальної валкової ливарної форми – 0,5 град/с.

Модифікатор в чавуні може бути присутнім у вигляді карбідів, оксидів, сульфідів, а також він може перебувати у вигляді твердого розчину, як в матриці, так і в кулястому графітному включенні. Металографічний аналіз проводили на металомікроскопі моделі Neophot 21, а рентгеноспектральний мікроаналіз проводили на установці MS-46 за прискорювальної напруги 20 кВ і струму зонда 25 нА на спеціальних зразках, виплавлених в індукційній печі ВЧИ-10 з охолодженням сплаву зі швидкістю 10 град/хв. В якості еталону використовували Gd_2O_3 [4,5].

Результати дослідження

Первинною фазою в досліджених заевтектичних сплавах кристалізувався графіт. Загальна площа його у вихідному сплаві за даними кількісного аналізу становила 5,3% площі шліфа. Пластинчастий графіт згідно ГОСТ 3443-87 характеризувався балами ПГф1, ПГд180, ПГр5. По межах аустенітного-графітних колоній розташовувалися невеликі ділянки цементиту, кількість якого не перевищувала 2% (табл .1).

Таблиця 1 – Аналіз мікроструктури заевтектичних модифікованих чавунів

Модифікатор	Вміст $Gd_{зал}$%	Кількість структурних складових, %				Мікротвердість, МПа		
		графіт	ферит	перліт	карбід	перліт	ферит	карбід
-	-	5,3	28,6	64,1	2,0	2590	1480	8090
Gd	0,021	9,0	81,0	9,2	0,8	2160	1470	9090
	0,152	8,1	34,8	55,8	1,3	2710	1740	9660
	0,356	7,8	18,6	67,9	5,7	2870	1650	10070
	0,650	4,8	-	58,8	36,4	2710	-	8240

Евтектоїдне перетворення проходило двома шляхами: А⟶Г+Ф и А⟶Ц+Ф. Евтектоїдний графіт нашаровувався на евтектичному, нових включень не було виявлено, ферит в кількості 28,6% оточував графіт. Перліт мав будову, відповідну балу Пд1, 4.

Кристалізація чавуну з вмістом 0,021% гадолінію (присадка 0,2%) призводила до утворення сірого чавуну. Графіт мав пластинчасту завихрену форму і характеризувався балами ПГф2, ПГд45 ... ПГд180 і ПГр3. Матриця чавуну була феритною (81% площі шліфа) з невеликою кількістю перліту (9,2%), що розташовувався по периферії графітоаустенітних колоній. Перліт мав будову, що відповідала балу ПД1,0. У перлітних ділянках по межах евтектичних колоній розташовувалися невеликі цементитні кристали.

Зі збільшенням концентрації гадолінію зростала кількість карбідної фази, форма графітних включень змінювалася від вермикулярної до кулястої, зменшувалася кількість фериту, крім того, мікротвердість матриці і карбідів підвищувалася. При вмістах гадолінію 0,152...0,650% (присадка модифікатора 0,4 ... 1,6%) евтектичний розпад проходив двома шляхами: Ж ⟶Г+А, причому графіт набував кулясту форму(бал ШГф4), і Ж⟶Ц+А. В результаті Другої реакції утворювалися ділянки зі структурою пластинкової цементито – аустенітної евтектики. Максимальна кількість карбідної фази 36,4% було отримано при залишковому вмісті гадолінію 0,650%. Перетворення аустеніту в модифікованому гадолінієм чавуні після затвердіння проходило з утворенням тонкого перліту ПД 0,5, в будові якого спостерігалася незначна анормальність – Па1.

Проведеними лабораторними дослідженнями були встановлені залишкові вмісту гадолінію в чавуні серцевини і шийок валків, що забезпечують отримання графіту з фактором форми 0,8...0,9.

У цій роботі досліджували розподіл гадолінію в заевтектичному чавуні. Для отримання об'ємної картини використовували послідовне зшліфову-

вання, яке показало, що графітні включення в гадолінієвому чавуні складаються з центрального ядра і зовнішньої оболонки, що складається з двох шарів. Після кожного зшліфовування (крок 1,5-2,0 мкм) графітне включення піддавали рентгеноспектральному аналізу.

Отримані в результаті проведених експериментів дані показали, що розподіл гадолінію носить схожий з ітрієм характер, а в порівнянні з церієм – зворотний характер. Так, центральне ядро включень містить значно меншу в порівнянні з оболонкою кількість гадолінію. У міру зшліфовування графітного включення зменшується діаметр центрального ядра, що знаходить відображення на діаграмі розподілу у вигляді скорочення концентраційного мінімуму. При повному зшліфовуванні центрального ядра по всьому перетину графітного включення спостерігається підвищення вмісту гадолінію до рівня його концентрації в оболонці. Слід зазначити, що при близьких залишкових вмістах ітрію і гадолінію в чавунах, зміст гадолінію в графітних включеннях значно менше. Після статистичної обробки результатів встановлено, що вміст гадолінію в центральному ядрі графітного включення – 0,015%.

Для уточнення отриманого характеру розподілу зондували графітні включення двічі за двома паралельними напрямками, одне з яких проходило через центр перетину, а друге – по його периферії. Отримані результати підтверджують, що ширина концентраційних мінімумів на діаграмі відповідає розміру центрального ядра в місці перетину, тобто центральне ядро графітного включення збіднене гадолінієм. Крім зондування за вказаними горизонтальним перетинам, вміст гадолінію в зовнішній оболонці графітних включень визначали по точках з кроком 2 мкм, які розташовували по середній окружності в оболонці. Отримані результати після статистичної обробки показали, що вміст гадолінію в оболонці графітного включення знаходиться в межах 0,08-0,09%, що в 5-6 разів перевищує його вміст у центральному ядрі включень.

Розподіл гадолінію досліджували також скануванням по площі. Цей метод підтвердив, що в досліджених графітних включеннях гадоліній концентрується переважно у зовнішній оболонці графітного включення.

Обговорення результатів

Виходячи з вищевикладеного, можна запропонувати наступну модель утворення кулястого графіту в заевтектічному чавуні, модифікованому гадолінієм. У чавуні, який містить модифікатор в кількостях великих, ніж необхідно на розкислення і знесірювання, забезпечується локальна зміна активності вуглецю в мікрооб'ємах розплаву, збагачених модифікатором, що призводить до утворення зародків. Графітні включення утворюються і ростуть в контакті з рідиною. Дія модифікатора може бути пов'язано з вирівнюванням швидкостей росту різних граней графітних включень під дією його виборчої адсорбції, зі стимулюванням розщеплення графітної пластини вздовж базисній площині на базі кліщовидного дефекту за рахунок нейтралізації сірки і кисню і адсорбції модифікатора на неї, з утворенням на базисних гранях замкнутих сходинок, які виникають в результаті кооперації дислокацій протилежного знаку, з утворенням зон чистих від домішок, в яких утворюється графіт кулястої форми. Подальше зниження температури призводить до початку роздільної евтектичної кристалізації.

У рідині одночасно розвиваються дендрити аустеніту і евтектичний графіт, який нашаровується на наявних в розплаві включеннях первинного графіту. Механізм зростання евтектичного графіту, мабуть, має інший характер, на відміну від зростання первинного графіту. Приєднання евтектичного графіту до первинного здійснюється не атомами, а блоками. Цим і пояснюється оболонка з двох різних шарів. Зважаючи на малу розчинність гадолінію в аустеніті і графіті залишок рідини значно збагачується їм і евтектичний графіт, в свою чергу, адсорбує значно більшу кількість модифікатора, формується оболонка, сильно збагачена гадолінієм. В кінці евтектичної кристалізації графітні включення ізолюються від залишку рідини аустенітною оболонкою, і кристалізація графіту йде за рахунок дифузії вуглецю через цю оболонку. Формується зовнішня тонка графітова оболонка, яка повинна бути збіднена гадолінієм (у зв'язку з малими розмірами встановити кількість гадолінію в цій оболонці було неможливо).

За результатами дослідження встановлено, що розподіл гадолінію носить подібний з ітрієм характер, а в порівнянні з церієм – зворотний характер.

Мабуть, тим, що гадоліній зосереджений, в основному, в оболонці графітного включення слід пояснювати особливості його модифікувального впливу: кращу форму графітних включень, стабільність одержуваних результатів, можливість переплавів тощо [6-10].

Висновки

Проведеними лабораторними дослідженнями були встановлені залишкові вмісти гадолінію в чавуні серцевини і шийок валків, що забезпечують отримання графіту з фактором форми 0,8...0,9.

2. Графітні включення в чавуні, модифікованому гадолінієм, складаються з центрального ядра і подвійної оболонки. Гадоліній зосереджений в основному в оболонці графітного включення, прилеглої до його центрального ядра.

2. За результатами дослідження встановлено, що розподіл гадолінію носить подібний з ітрієм характер, а в порівнянні з церієм – зворотний характер.

Бібліографічний опис

1. Кривошеев, А.Е. Распределение церия между фазами в белом чугуне/ А.Е.Кривошеев, И.Е.Лев, Л.С.Рудницкий, Г.Е.Белай// Физика металлов и металловедение.– 1963. –т.16, №2.– С.313-316.
2. Соценко, О.В. Особенности агрегативного механизма формирования структуры шаровидного и вермикулярного графита в модифицированных чугунах /О.В. Соценко //Процессы и технологии литья: коллективная монография /Под ред. В.Е.Хрычикова. Днепроперровск: «Літограф», 2015.– С.32-43.
3. Таран, Ю.Н. Электронное зондирование шаровидного графита в цериевом чугуне / Ю.Н.Таран, И.Е.Лев, Г.Е.Белай, А.И.Яценко // Литейное производство.– 1965. –№ 8. – С.31-33.
4. Белай, Г.Е. Микрорентгеноспектральное определение малых содержаний модификаторов в шаровидном графите / Г.Е.Белай, Е.В.Колотило, Ю.С.Шмелев, С.Б.Вукелич, К.И.Волюшко // Заводская лаборатория. –1977. –т.43, №11.– С.1346-1349.
5. Колотило, Е.В. Исследование и усовершенствование процессов производства листопрокатных валков из модифицированных чугунов: Дис.… канд. техн. наук: 05.16.04.– Днепропетровск, 1977. – 208 с.
6. Kolotilo E.V. Vermicular graphite iron. A promising mill roll material/ E.V. Kolotilo, L.Kh. Ivanova // Soviet castings technology.– 1989. –№6.– S.3–4.
7. Иванова, Л.Х. Структурные изменения в модифицированных редкоземельными металлами валковых чугунах / Л.Х. Иванова // Теория и практика металлургии.–2006. –№4-5. –С.86-89.
8. Иванова, Л.Х. Теоретические основы и практические методы получения литых прокатных валков из комплексномодифицированных чугунов: Дис.… д-ра техн. наук: 05.16.04. – Днепропетровск, 2008. –499 с.
9. Ivanova L.Kh. Improving the service properties of cast iron rolls by modifying the melts with rare-earth metals/ L.K. Ivanova, E.V. Kolotilo, Y.S. Maimur, D.V. Mukha // Metallurgical and mining industry. – 2012. – vol. 1, № 1. – P.17-18.
10. Іванова Л.Х. Литі прокатні валки з чавуну з вермикулярним графітом / Л.Х.Іванова, Є.В.Колотило// Теорія і практика металургії. – 2018. – № 6 (117).–С. 40-49.
11. Приданцев М.В. Влияние примесей и редкоземельных элементов на свойства сплавов. –М.: Металлургиздат, 1962.–208 с.

References

1. Krivosheyev, A.Ye. Raspredeleniye tseriya mezhdu fazami v belom chugune/ A.Ye.Krivosheyev, I.Ye.Lev, L.S.Rudnitskiy, G.Ye.Belay// Fizika metallov i metallovedeniye.– 1963. –t.16, №2.– S.313-316.
2. Sotsenko, O.V. Osobennosti agregativnogo mekhanizma formirovaniya struktury sharovidnogo i vermikulyarnogo grafita v modifitsirovannykh chugunakh /O.V. Sotsenko //Protsessy i tekhnologii lit'ya: kollektivnaya monografiya /Pod red. V.Ye.Khrychikova. Dneproperrovsk: «Lítograf», 2015.– S.32-43.
3. Taran, YU.N. Elektronnoye zondirovaniye sharovidnogo grafita v tseriyevom chugune / YU.N.Taran, I.Ye.Lev, G.Ye.Belay, A.I.Yatsenko // Liteynoye proizvodstvo.– 1965. –№ 8. – S.31-33.
4. Belay, G.Ye. Mikrorentgenospektral'noye opredeleniye malykh soderzhaniy modifikatorov v sharovidnom grafite / G.Ye.Belay, Ye.V.Kolotilo, YU.S.Shmelev, S.B.Vukelich, K.I.Volyushko // Zavodskaya laboratoriya. –1977. –t.43, №11.– S.1346-1349.
5. Kolotilo, Ye.V. Issledovaniye i usovershenstvovaniye protsessov proizvodstva listoprokatnykh valkov iz modifitsirovannykh chugunov: Dis.… kand. tekhn. nauk: 05.16.04.– Dnepropetrovsk, 1977. – 208 s.
6. Kolotilo E.V. Vermicular graphite iron. A promising mill roll material/ E.V. Kolotilo, L.Kh. Ivanova // Soviet castings technology.– 1989. –№6.– S.3–4.
7. Ivanova, L.KH. Strukturnyye izmeneniya v modifitsirovannykh redkozemel'nymi metallami valkovykh chugunakh / L.KH. Ivanova // Teoriya i praktika metallurgii.–2006. –№4-5. –S.86-89.
8. Ivanova, L.KH. Teoreticheskiye osnovy i prakticheskiye metody polucheniya litykh prokatnykh valkov iz kompleksnomodifitsirovannykh chugunov: Dis.… d-ra tekhn. nauk: 05.16.04. –Dnepropetrovsk, 2008. –499 s.
9. Ivanova L.Kh. Improving the service properties of cast iron rolls by modifying the melts with rare-earth metals/ L.K. Ivanova, E.V. Kolotilo, Y.S. Maimur, D.V. Mukha // Metallurgical and mining industry. – 2012. – vol. 1, № 1. – P.17-18.
10. Ívanova L.KH. Lití prokatní valki z chavunu z vermikulyarnim grafítom / L.KH.Ívanova, Ê.V.Kolotilo// Teoríya í praktika metalurgíÍ. – 2018. – № 6 (117).–S. 40-49.
11. Pridantsev M.V. Vliyaniye primesey i redkozemel'nykh elementov na svoystva splavov. – M.:Metallurgizdat, 1962.–208 s.

УДК 629.4.015:625.1.03 https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.03

Афанасов А.М., Голік С.М., Васильєв В.Є., Мунтян А.О.

Моделювання фактора зношування гребенів колісних пар локомотивів з урахуванням умов зчеплення

Afanasov A., Holik S., Vasilyev V., Muntian A.

Modeling of wear factor of locomotive wheel flange taking into account the traction conditions

Проблема зношування гребенів колісних пар вирішується від моменту виникнення рейкового транспорту протягом багатьох років. Особливо актуальна вона на магістральних залізницях.

З метою оцінки впливу умов зчеплення на зношування гребенів коліс локомотивів під час руху рейковою колією у статті запропоновано математичну модель. Вона була отримана на основі кінематичної схеми взаємодії колеса з рейкою.

В якості фактора зношування було прийнято роботу сил тертя, яка припадає на одиницю пройденого шляху. Як відомо, фактор зношування гребеня прямо пропорційний відносному ковзанню, яке залежить від умов зчеплення та може бути визначене за значенням відносного ковзання поверхні кочення напрямного колеса та геометричними параметрами вписування в криву.

В результаті було отримано модель, яка пов'язує фактор зношування з параметрами кінематичної схеми взаємодії колеса з рейкою та дозволяє врахувати умови зчеплення.

Запропонована модель дозволяє вдосконалити моделювання взаємодії колії та рухомого складу і процес проектування пристроїв, які забезпечують зниження інтенсивності зносу гребенів рухомого складу і рейок.

Ключові слова:ЛОКОМОТИВ, ГРЕБЕНІ КОЛІС, ФАКТОР ЗНОШУВАННЯ, УМОВИ ЗЧЕПЛЕННЯ, ВІДНОСНЕ КОВЗАННЯ, БУКСУВАННЯ, МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ

Since the advent of railways for nowadays the problem of wear of wheel flange isn't completely solved. It is especially relevant on the main railways.

In this paper the mathematical model is proposed for impact assessment of traction conditions on the wear of the flanges of locomotive wheels during the movement of the rail track. It was obtained on the basis of the kinematic scheme of interaction of the wheel with the rail.

As a factor of wear was taken the work of friction forces per unit distance traveled. It is well known, the wear factor of the flange is directly proportional to the relative sliding, which depends on the traction conditions and can be determined by the value of the relative sliding surface of the guide wheel and the geometric parameters of the curve.

Thus the model that relates the wear factor to the parameters of the kinematic scheme of interaction of the wheel with the rail and allows to take into account a traction conditions was obtained.

The proposed model allows to improve the modeling of the interaction of track and rolling stock as well as the design process of devices that reduce the intensity of wear of the flanges and rails.

LOCOMOTIVE, FLANGE, WEAR-OUT FACTOR, TRACTION CONDITIONS, RELATIVE SLIDING, SLIPPAGE, MATHEMATICAL MODEL

Вступ.

Проблема зношування гребенів коліс рухомого складу та рейок залізниць має давню історію і виникла разом із зародженням залізничного транспорту. Рішенням даної проблеми займались протягом багатьох років як окремі видатні вчені, так і цілі науково-дослідницькі колективи. За цей період накопичено величезний досвід як з моделювання взаємодії колії та рухомого складу, так і з проектування пристроїв, які забезпечують зниження інтенсивності зносу гребенів рухомого складу і рейок.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми.

Аналіз існуючих варіантів можливого рішення даної проблеми показує, що один з важливих факторів, яким є умови зчеплення, дотепер розглядався як такий, що безумовно впливає на знос бандажа і рейок, але не є лімітуючим [1–9]. Такий підхід було обумовлено загальною тенденцією нарощування потужності тягового рухомого складу та збільшенням маси поїздів. При цьому не приймалось до уваги, при якому фізико-хімічного стані поверхні рейок та яким методом досягається збільшення коефіцієнта зчеплення, що реалізується.

Однак результати багатьох досліджень показують, що значення вагових норм, які встановлені на ряді ділянок, часто не відповідають реальним значенням фізичного коефіцієнта зчеплення. Проходження таких ділянок супроводжується застосуванням штучних методів поліпшення зчеплення, найбільш поширеним з яких є підсипання піску.

Суттєве погіршення зчеплення спостерігається у кривих ділянках колії з малими значеннями радіуса кривих. Тобто саме за тих умов, які являються найбільш несприятливими з точки зору зношування гребенів через наявність великих значень направляючого зусилля та кута набігання колеса на рейку. Використання піску в кривих у режимі реалізації граничних сил зчеплення, які характеризуються збільшеним проковзуванням, в поєднанні з перерахованими вище факторами приводить до багатократного зростання показника зносу [1].

Існуючою практикою водіння поїздів використання піску ніяк не лімітується, а сама витрата піску не контролюється. Часто подача піску застосовується машиністами, як превентивна міра,

Афанасов Андрій Михайлович – д.т.н., проф. УДУНТ
Голік Сергій Миколайович – УДУНТ
Васильєв Вячеслав Євгенович – УДУНТ
Мунтян Антоніна Олександрівна – к.філол.н. УДУНТ

Afanasov Andrii – d.t.s.,prof. USUST,
Holik Serhii – USUST
Vasilyev Viacheslav - USUST
Muntian Antonina - USUST

ще до появи буксування. Самі правила визначення вагових норм передбачають використання піску. Отже, подолання розрахункових підйомів з поїздами нормованої маси за метеорологічних умов, які відрізняються від нормальних, зазвичай супроводжується підсипкою піску.

З огляду на умови експлуатації локомотивів, що безперервно змінюються, точний статистичний аналіз впливу умов зчеплення на інтенсивність зношування гребенів ускладнений. Однак досвід спостережень за зношуванням рейок показує на те, що найбільший їх знос припадає на ділянки зі складним планом та профілем колії, причому на тих ділянках, де не застосовується рекуперативне гальмування, спостерігається збільшення зносу рейок на підйомах у порівнянні зі зношуванням на спусках [3].

Одним з найбільш негативних наслідків використання піску є зведення практично до нуля ефективності змащування гребенів коліс рухомого складу та рейок. Як практика, так і розрахунки показують, що використання змащування гребенів та бокових граней рейок трохи погіршують умови зчеплення [10]. Таким чином, існує протиріччя, яке полягає у тому, що подолання ділянок із складним профілем і, як правило, планом колії з використанням змащування гребенів вимагає додаткових заходів поліпшення зчеплення, а саме – подачі піску.

Мета і завдання дослідження.

З аналізу, що наведено вище випливає необхідність створення моделі, яка б дозволила оцінювати знос гребенів коліс локомотивів з урахуванням умов зчеплення. В процесі створення моделі побудуємо кінематичну схему взаємодії колеса з рейкою. На основі отриманої схеми встановимо аналітичний взаємозв'язок між відносним ковзанням поверхні катання напрямного колеса, а отже фактором зношування та геометричним параметрам вписування в криву. На основі отриманого аналітичного виразу дослідимо характер впливу зчіпних властивостей локомотивів на інтенсивність зношування гребенів колісних пар.

Матеріали та методи дослідження.

Розглянемо вплив умов зчеплення на зношування гребенів за допомогою найуживанішого енергетичного критерію. В якості фактора зношування приймемо роботу сил тертя, яка припадає на одиницю пройденого шляху [9,11]

$$\Phi = \frac{A}{L}, \qquad (1.1)$$

де A – робота сили тертя;

L – величина пройденого шляху.

Враховуючи, що потужність втрат на тертя дорівнює добутку сили тертя на швидкість ковзання, після перетворення формули (1.1) отримаємо

$$\Phi = \varepsilon_{\Gamma} F_{\text{ТГ}}, \quad (1.2)$$

де ε_{Γ} – відносне ковзання в точці контакту гребеня з рейкою;

$F_{\text{ТГ}}$ – сила тертя в точці контакту.

$$\varepsilon_{\Gamma} = \frac{v_{\Gamma}}{v_{\text{О}}}, \qquad (1.3)$$

де v_{Γ} – швидкість ковзання гребеня по рейці;

$v_{\text{О}}$ – поступальна швидкість центра колеса.

Сила тертя в контакті

$$F_{\text{ТГ}} = f \cdot N, \quad (1.4)$$

де f – коефіцієнт тертя;

N – нормальне зусилля в контакті.

За формулою (1.2) фактор зношування гребеня прямо пропорційний відносному ковзанню ε_{Γ}, яке залежить від умов зчеплення та може бути визначене за значенням відносного ковзання поверхні катання напрямного колеса $\varepsilon_{\text{К}}$ та геометричними параметрами вписування в криву.

На рисунку 1.1 наведена кінематична схема взаємодії колеса з рейкою. В точці A поверхня катання колеса контактує з рейкою. У разі вільного кочення без проковзування швидкість точки A дорівнює нулю, за наявності тягового моменту точка A проковзує по поверхні рейки зі швидкістю $v_{\text{К}}$. При цьому миттєвий центр швидкостей колеса пересувається з точки A в точку $A_{\text{О}}$. В точці M відбувається контактування гребеня колеса з боковою гранню рейки із випередженням, рівним b. Величина випередження визначається за формулою [9]

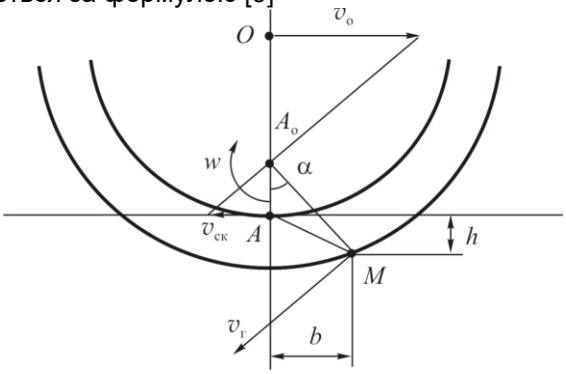


Рисунок 1.1 – Кінематична схема взаємодії колеса з рейкою

$$b = \frac{D_{\text{К}}}{2} \cdot \text{tg}\,\theta \cdot \text{tg}\,\alpha, \quad (1.5)$$

де $D_{\text{К}}$ – діаметр колеса;

θ – кут нахилу гребеня;

α – кут набігання колеса на рейку.

Згідно схеми на рисунку 1.1 швидкість ковзання гребеня

$$v_{\Gamma} = \omega \cdot \left|A_{\text{О}}M\right|, \qquad (1.6)$$

де ω – кутова швидкість колеса, яку можна знайти за формулою

$$\omega = \frac{v_{\text{О}}}{D_{\text{К}}/2 - C}, \qquad (1.7)$$

де C – ордината миттєвого центра швидкостей

$$C = \frac{D_{\text{К}} \cdot \varepsilon_{\text{К}}}{2\left(1+\varepsilon_{\text{К}}\right)}, \qquad (1.8)$$

де $\varepsilon_{\text{К}}$ – відносне ковзання поверхні катання колеса

$$\varepsilon_{\text{К}} = \frac{v_{\text{К}}}{v_{\text{О}}}, \qquad (1.9)$$

де $v_{\text{К}}$ – швидкість ковзання поверхні катання у точці A.

За умови роботи в зоні пружного ковзання (рисунок 1.2) та відносних проковзуваннях, менших критичного $\varepsilon_{\text{ККР}}$ ($\varepsilon_{\text{ККР}} \approx 0{,}02$) [11], формула (1.8) може бути перетворена до вигляду

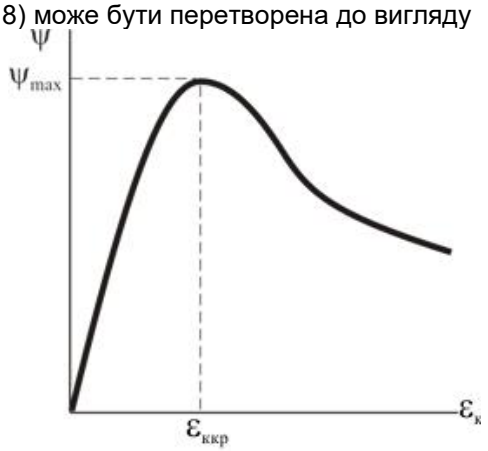


Рисунок 1.2 – Характеристика зчеплення

$$C = \frac{D_{\text{К}}}{2} \cdot \varepsilon_{\text{К}}. \qquad (1.10)$$

За тих же умов формула (1.7) буде мати вигляд

$$\omega = \frac{2v_{\text{О}}}{D_{\text{К}}}. \qquad (1.11)$$

Відстань від миттєвого центру швидкостей до точки контакту гребеня колеса з рейкою буде рівна

$$\left|A_{\text{О}}M\right| = \sqrt{b^2 + \left(C+h\right)^2}, \qquad (1.12)$$

де h – глибина точки контакту гребеня з рейкою, яка визначається геометрією поверхнею пари колесо-рейка, а також величиною кута набігання.

Об'єднавши формули (1.2) – (1.6), (1.11), (1.12), отримаємо математичну модель для визначення фактора зношування гребеня

$$\Phi = \frac{2fN}{D_{\text{К}}}\sqrt{b^2 + \left(C+h\right)^2}. \qquad (1.13)$$

Нормальне зусилля N може бути виражено у функції від направляючого зусилля [9,11]

$$N = \frac{Y}{\nu \cdot \sin\theta}, \qquad (1.14)$$

де $\nu = 1 - f \cdot \operatorname{ctg}\theta \cdot \sin\alpha$;

θ – кут нахилу гребеня колеса;

α – кут $AA_{\text{О}}M$ (див. рис. 1.1).

Кут α буде збільшуватись з ростом кутів набігання δ та нахилу гребеня θ, і збільшується зі зростанням відносного ковзання $\varepsilon_{\text{К}}$.

Використовуючи формулу (1.13), дослідимо характер та ступінь впливу зчіпних властивостей локомотивів на інтенсивність зношування гребенів колісних пар у зоні пружного ковзання характеристики зчеплення.

Знайдемо залежність фактора зношування від відносного проковзування ε.

Для зручності аналізу будемо розглядати відносний показник, приведений до фактора зношування за відсутності проковзування

$$\Phi_{\text{ОТН}} = \frac{\Phi}{\Phi_{\text{О}}}, \qquad (1.15)$$

де $\Phi_{\text{О}}$ – базовий показник зношування при $\varepsilon = 0$.

Тут необхідно відзначити, що навіть за відсутності тягового зусилля в кривій може спостерігатися проковзування зовнішнього колеса через різницю відстані, яку проходять колеса однієї пари по зовнішній та внутрішній рейках, але, як правило, під час вибігу проковзує внутрішнє колесо [11–13].

Аналіз залежності фактора зношування від проковзування будемо проводити за формулою (1.13). Розглянемо зміну відносного проковзування ε в межах від нуля до 0,02. Такий інтервал зміни ε відповідає нормальним умовам реалізації сили тяги без буксування. Кут набігання колеса на рейку δ будемо розглядати в межах від нуля до 0,02. Коефіцієнт тертя f та направляюче зусилля Y будемо вважати незалежним від проковзування ε.

Таким чином параметр $\frac{\Phi}{\Phi_{\text{О}}}$ за формулою (1.15) буде визначатися відповідним співвідношенням відстаней $\left|A_{\text{О}}M\right|$ за формулою (1.12).

Результати дослідження.

В таблиці 1.2 наведені результати розрахунків параметра $\frac{\Phi}{\Phi_O}$ для різних значень проковзування ε та кута набігання δ. В розрахунках глибина контакту h була прийнята рівною 10 мм.

Таблиця 1.2 – Залежності параметра $\frac{\Phi}{\Phi_O}$ від відносного проковзування ε

ε	Φ/Φ_O				
	$\delta = 0$	$\delta = 0{,}005$	$\delta = 0{,}01$	$\delta = 0{,}015$	$\delta = 0{,}02$
0	1	1	1	1	1
0,005	1,3	1,19	1,09	1,05	1,03
0,01	1,6	1,38	1,19	1,1	1,07
0,015	1,9	1,59	1,31	1,16	1,11
0,02	2,2	1,81	1,43	1,24	1,15

Графічно залежності $\frac{\Phi}{\Phi_O} = F(\varepsilon)$ для різних значень кута набігання представлені на рисунку 1.3.

Обговорення результатів.

З рисунку 1.3 видно, що найбільша ступінь зростання фактора зношування гребеня при переході від вибігу на режим тяги відповідає мінімальному куту набігання $\delta = 0$. Тобто тій умові, за якої абсолютне значення фактора зношування мінімальне. У разі малих значень δ, як відомо, невелике і направляюче зусилля Y.

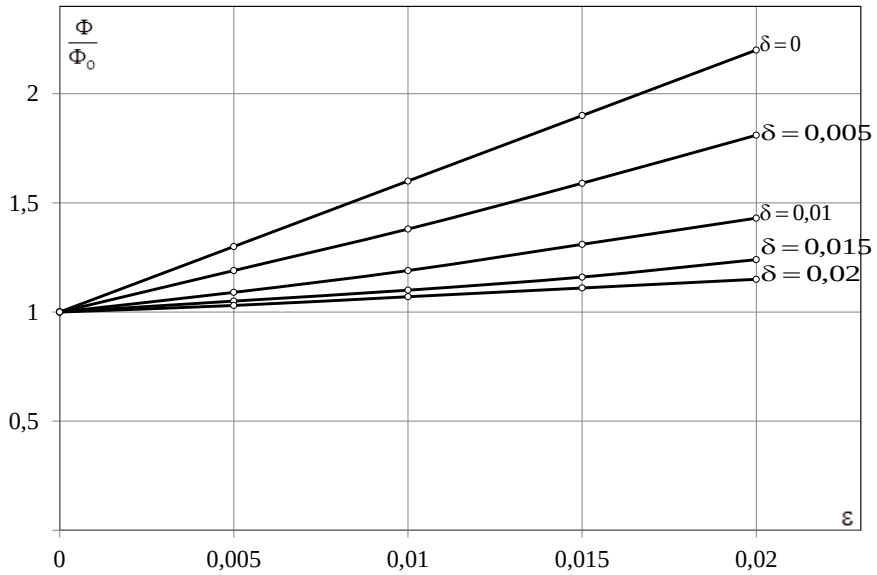


Рисунок 1.3 – Залежність Φ/Φ_O від відносного ковзання

У випадку більших кутів набігання δ, за яких абсолютне значення фактора зношування максимальне, збільшення проковзування від нуля до найбільшого значення 0,02 призводить до збільшення параметра Φ всього лише на 15%.

Висновки.

Отримана модель (1.13) дозволяє встановити, що саме по собі високе тягове зусилля, яке реалізується локомотивом без буксування, тобто при $\delta \le 0{,}02$, не може бути причиною наднормативного зносу гребенів колісних пар, яке спостерігається на ділянках мережі залізниць із складним планом та профілем колії.

Слід також відмітити, що причиною значного збільшення фактора зношування гребенів колісної пари є подача піску до початку її буксування, у якості превентивної міри.

Бібліографічний опис.

1. Мустяц В.Ф. Износ деталей колесных пар на Украине / В.Ф. Мустяц, В.П. Есаулов, А.В. Сладковский. // Локомотив. – 1996. – № 7. – С. 43…44.

2. Шевалин В.А. Критерий бокового износа рельсов и гребней бандажей электровозов в кривых / В.А. Шевалин. // Тр. ЛИИЖТа. – Л.: 1941. – Вып. 135. – С. 36.

3. Исаков И.Ф. Экономические расчеты по конструкциям верхнего строения пути. / И.Ф. Исаков. – Днепропетровск, 1967. – 60 с.

4. Шахунянц Г.М. Расчеты верхнего строения пути. / Г.М. Шахунянц. – М.: Трансжелдориздат, – 1959. – 157 с.
5. Klimenko I., Kalivoda J., Neduzha L. Influence of Parameters of Electric Locomotive on its Critical Speed. Transbaltica XI: Transportation Science and Technology : Proc. of the Intern. Conf. Transbaltica, May 2–3, 2019, Vilnius. Springer, Cham, 2020. P. 531…540. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-030-38666-5_56.
6. Tatarinova, V. A. Research of locomotive mechanics behavior / V. A. Tatarinova, J. Kalivoda, L. O. Neduzha. // Наука та прогрес транспорту. – 2018. – № 5. – С. 104…114. – DOI: 10.15802/stp2018/148026.
7. Мелентьев Л.П. Исследование причин бокового износа рельсов в кривых / Л.П. Мелентьев. // Тр. ЦНИИ МПС. – 1958. – Вып. 154. Трансжелдориздат.
8. Mathematical Simulation of Spatial Oscillations of the "Underframe-Track" System Interaction: [preprint] / I. Klimenko, L. Černiauskaite, L. Neduzha, O. Ochkasov. // Intelligent Technologies in Logistics and Mechatronics Systems – ITELMS'2018 : The 12th International Conference, April 26–27, 2018, Panevėžys / Kaunas University of Technology. – Kaunas, 2018. – P. 105…114.
9. Андриевский С.М. Боковой износ рельсов на кривых. / С.М. Андриевский. – М.: Трансжелдориздат, 1961. – 127 с.
10. Курасов Д.А. Повышение долговечности бандажей колесных пар подвижного состава. / Д.А. Курасов. – М.: Транспорт, 1981. – 159 с.
11. Вериго М.Ф., Коган А.Я. Взаимодействие пути и подвижного состава. / М.Ф. Вериго, А.Я. Коган. – М.: Транспорт, 1986. – 559 с.
12. Блохин Е.П., Данович В.Д., Коротенко М.Л. Влияние поперечного зазора в рельсовой колее на износ гребней колесных пар грузовых вагонов в кривых / Е.П. Блохин, В.Д. Данович, М.Л. Коротенко. // Залізничний транспорт України. – 1997. – № 2-3. – С. 9.
13. Вериго Н.Ф. Причины роста интенсивности бокового износа рельсов и гребней колес. / Н.Ф. Вериго. – М.: Транспорт, 1992. – 45 с.

References

1. Mustyats V.F. Iznos detaley kolesnyih par na Ukraine / V.F. Mustyats, V.P. Esaulov, A.V. Sladkovskiy. // Lokomotiv. – 1996. – № 7. – S. 43…44.
2. Shevalin V.A. Kriteriy bokovogo iznosa relsov i grebney bandazhey elektrovozov v krivyih / V.A. Shevalin. // Tr. LIIZhTa. – L.: 1941. – Vyip. 135. – S. 36.
3. Isakov I.F. Ekonomicheskie raschetyi po konstruktsiyam verhnego stroeniya puti. / I.F. Isakov. – Dnepropetrovsk, 1967. – 60 s.
4. Shahunyants G.M. Raschetyi verhnego stroeniya puti. / G.M. Shahunyants. – M.: Transzheldorizdat, – 1959. – 157 s.
5. Klimenko I., Kalivoda J., Neduzha L. Influence of Parameters of Electric Locomotive on its Critical Speed. Transbaltica XI: Transportation Science and Technology : Proc. of the Intern. Conf. Transbaltica, May 2–3, 2019, Vilnius. Springer, Cham, 2020. P. 531–540. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-030-38666-5_56.
6. Tatarinova, V. A. Research of locomotive mechanics behavior / V. A. Tatarinova, J. Kalivoda, L. O. Neduzha // Nauka ta progres transportu. – 2018. – № 5. – S. 104–114. – DOI: 10.15802/stp2018/148026.
7. Melentev L.P. Issledovanie prichin bokovogo iznosa relsov v krivyih / L.P. Melentev. // Tr. TsNII MPS. – 1958. – Vyip. 154. Transzheldorizdat.
8. Mathematical Simulation of Spatial Oscillations of the "Underframe-Track" System Interaction: [preprint] / I. Klimenko, L. Černiauskaite, L. Neduzha, O. Ochkasov // Intelligent Technologies in Logistics and Mechatronics Systems – ITELMS'2018 : The 12th International Conference, April 26–27, 2018, Panevėžys / Kaunas University of Technology. – Kaunas, 2018. – P. 105–114.
9. Andrievskiy S.M. Bokovoy iznos relsov na krivyih. / S.M. Andrievskiy. – M.: Transzheldorizdat, 1961. – 127 s.
10. Kurasov D.A. Povyishenie dolgovechnosti bandazhey kolesnyih par podvizhnogo sostava. / D.A. Kurasov. – M.: Transport, 1981. – 159 s.
11. Verigo M.F., Kogan A.Ya. Vzaimodeystvie puti i podvizhnogo sostava. / M.F. Verigo, A.Ya. Kogan. – M.: Transport, 1986. – 559 s.
12. Blohin E.P., Danovich V.D., Korotenko M.L. Vliyanie poperechnogo zazora v relsovoy kolee na iznos grebney kolesnyih par gruzovyih vagonov v krivyih / E.P. Blohin, V.D. Danovich, M.L. Korotenko. // ZalIznichniy transport UkraYini. – 1997. – № 2-3. – S. 9.
13. Verigo N.F. Prichinyi rosta intensivnosti bokovogo iznosa relsov i grebney koles. / N.F. Verigo. – M.: Transport, 1992. – 45 s.

УДК 621.74.002.6:669.131.7

https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.04

Хитько О.Ю., Іванова Л.Х. , Хричіков В.Є.

Модифікатор для внутрішньоформенного модифікування осьової зони прокатних валків

Khytko O., Ivanova L., Khrychikov V.

Modifier for internal shape modification of the axial zone and rolling rolls

Мета. *Аналіз умов та модифікаторів для внутрішньоформенного модифікування при диференційованому впливі на окремі частини виливка, що твердне.*

Методика. *Дослідження мікроструктури валкових чавунів за допомогою металографічного аналізу; стандартні методи контролю фізико–механічних та експлуатаційних властивостей чавунів.*

Результати. *Розглянуті відомі модифікатори в умовах пізнього внутрішньоформенного модифікування. Розроблено новий склад модифікатора на базі силуміну та УДП SiO_2.*

Наукова новизна. *Вперше розроблений склад сумішевого графітизуючого модифікатора, що містить як основу легкоплавкий компонент – алюміній, а також ультрадисперсний порошок діоксиду кремнію.*

Практична значущість. *Результати роботи можуть бути використані при виробництві прокатних валків. Використання розробленого модифікатора дає можливість диференційованого впливу на окремі частини виливка змінюючи макроструктуру чавуну базового складу.*

Ключові слова. *Відбіл, внутрішньоформенне модифікування, лиття, мікроструктура, модифікатор легкоплавкий, прокатний валок, твердість чавун*

Purpose*. Analysis of conditions and modifiers for internal form modification in case of differentiated influence on the separate parts of a cast, which is becoming solid.*

Methodology*. Study of the microstructure of a roll cast iron with additional analysis of metalography; standard methods of control of physicomechanical and exploitation powers of cast iron.*

Findings. *Known modifiers were researched in conditions of the last internal shape modification. A new compound of the modifier has been developed on the basis of silumin and UDP SiO_2.*

Oreginality*. A compound of a mixed graphitizing modifier, where the base is a fusible component – aluminum and an ultradispersed powder of silicon dioxide was developed for the first time.*

Practical value*. The results of the research can be used for production of rolls. Using of the developed modifier gives the possibility of differentiated influence on the separate parts of the cast, changind the macrostructure of the base compound.*

Keywords*. The modifier is low-melting, internal shape modification, microstructure, bleaching, rolling roll, casting, cast iron, hardness.*

Вступ

Поліпшення якості продукції ливарного виробництва, підвищення її надійності та довговічності є нагальною вимогою нашого часу. Переважна частина виливків виготовляється з чавуну, тому вдосконалення його фізико-механічних властивостей та експлуатаційних характеристик є важливим резервом у справі економії енергетичних та матеріальних ресурсів та інтенсивного розвитку промисловості.

Модифікування чавунів є ефективним способом підвищення механічних та експлуатаційних властивостей виливків. Особливо значно це для вальцеливарного виробництва, як одного з основних виробників чавунних виливків.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Відомий спосіб виготовлення двошарових валків методом промивання [1]. Цей спосіб дозволяє виготовляти прокатні валки з робочим шаром із білого чавуну з високою зносостійкістю та досить міцним осердям із сірого або модифікованого чавуну. Форма для лиття двошарових валків відрізняється тим, що на 1/3 висоти верхньої шийки виконується льотка, що слугує для промивання. На початку в форму заливають легований чавун до рівня промивної льотки і здійснюють витримку протягом 30-140 с для затвердіння робочого шару. Під час витримки у форму кілька разів доливають розплав для запобігання затвердінню металу в литниковій системі, потім здійснюють промивання: у форму заливають сірий або модифікований чавун, а з льотки, що промиває, зливають розведений середньолегований чавун, який утворюється в результаті змішування легованого і промивного чавунів. Кількість чавуну для промивання становить 30-50% від маси валка. Після закінчення промивання зливну льотку забивають, після чого верхня шийка та надлив валка заповнюються розплавом.

Відомі також способи, що дозволяють знизити витрату металу на промивання, які відрізняються тим, що зливна льотка у формі не виконується і чавун не зливається з форми. Після витримки форму доливають чавуном того самого хімічного складу, але додаючи в струмінь металу модифікатор, або чавуном з підвищеним вмістом кремнію і вуглецю. Крім того зустрічаються різні варіанти ве-

Хитько Олександр Юрійович – к.т.н., доц. НМетАУ
Іванова Людмила Харитонівна – д.т.н., проф. НМетАУ
Хричіков Валерій Євгенійович – д.т.н., проф. НМетАУ

Khytko Oleksandr – c.t.s., NMetAU
Ivanova Lydmila – d.t.s., NMetAU
Khrychikov Valerii – d.t.s., NMetAU

дення промивання. Наприклад, метал осердя видаляється не через зливну льотку, а через шибер, розташований внизу форми. Після видалення металу з осьової зони шибер закривають і через сифонний литник заливають метал іншого хімічного складу для формування осьової зони валка [2].

Останніми роками реалізуються технологічні прийоми активного впливу на процеси затвердіння розплаву з урахуванням внутрішньоформенного модифікування чавуну твердими присадками [3, 4]. Одним з основних факторів впливу на кількість і форму графітних включень, в частинах виливка, що повільно тверднуть, є диференційоване модифікування чавуну в осерді валка.

Для реалізації методу диференційованого модифікування чавуну безпосередньо в осерді валка потрібна розробка легкоплавкого графітизувального модифікатора, який здатний ефективно засвоюватися і модифікувати розплав з невеликим перегріванням вище температури твердніння розплаву.

Мета і завдання дослідження. Розробка перспективної технології виробництва чавунних валків із застосуванням розробленого легкоплавкого модифікатора для внутрішньоформенного модифікування розплавів, що забезпечує поліпшення структури та фізико-механічних властивостей матеріалу прокатних валків та випробування її у лабораторних умовах на матеріалах прокатних валків.

Матеріали та методи дослідження. Для реалізації процесу модифікування необхідне введення модифікатора в осьову зону виливка, що твердне, причому на найпізніших стадіях, що наступають за формуванням зовнішньої - робочої поверхні бочки з чавуну базового складу. Такий хід технологічного процесу вимагає застосування спеціальних пристроїв введення модифікатора, а також висуває спеціальні вимоги до його складу, властивостей та вартості.

У лабораторіях кафедри ливарного виробництва НМетАУ було проведено дослідження впливу різних модифікаторів на величину відбілу валкової проби.

Чавун наступного хімічного складу, % мас.: вуглець 3,6; кремній 0,98; марганець 0,5; фосфор 0,220; сірка 0,03; хром 0,6; нікель 1,0; залізо - решта, виплавляли в печі з кислим футеруванням моделі ЛПЗ-52. Ливарні форми валкових проб виготовляли з піщано-глинистої суміші і перед складанням просушували. Складання форм здійснювали на сталевій плиті. Вимірювання температури проводили датчиком температури ВР-20. В якості модифікаторів досліджували чистий алюміній та алюмінієвий сплав марки АК12 ДСТУ 2839-94. Введення модифікуючих присадок здійснювали в залиту форму за допомогою дзвона на штанзі. Заливку розплаву робили при температурі 1320 °С. Ефективність модифікатора оцінювали за величиною чистого відбілу валкових проб.

Дослідження впливу присадки чистого алюмінію (температура плавлення 660 °С) в межах від 0,01 до 1,0 % за масою на структуру дослідного чавуну свідчило про те, що таке модифікування на найпізніших стадіях формування виливка дозволяє досягти максимально низького вмісту карбідів вже при введенні алюмінію в кількості 0,1 ... 0,2% за масою (рис. 1). Це пов'язано, мабуть, з тим, що при введенні такої кількості модифікатора з урахуванням його значної графітизуючої здатності, розплав піддається максимальній дегазації і активації центрів графітоутворення при кристалізації. Подальше збільшення присадки модифікатора понад 0,2% по масі при введенні в чавунний розплав не призводило до збільшення кількості активних центрів кристалізації.

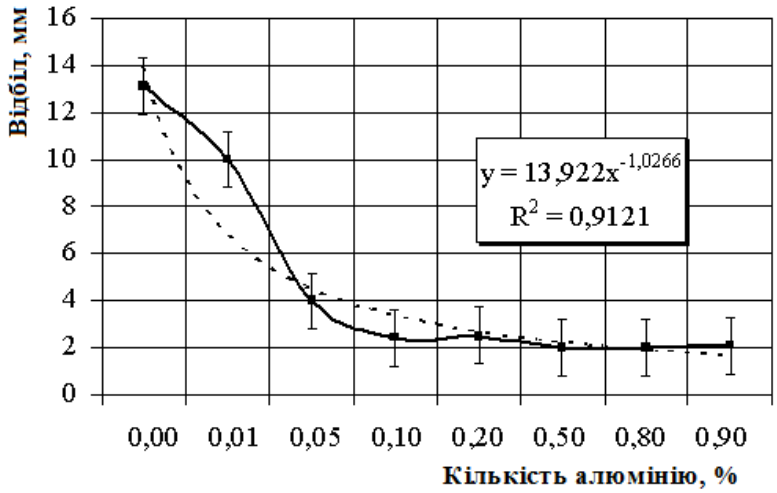


Рисунок 1. Вплив алюмінію, як модифікатора чавуну, на величину наскрізного відбілу валкової проби

Вплив другого досліджуваного модифікатора – алюмінієвого сплаву марки АК12 на структуру чавуну наведено на рисунку 2. Присадку модифікатора варіювали в межах 0,01 ... 1,0% за масою.

Встановлено, що ефективне зниження величини відбілу починалося з присадки досліджуваного модифікатора в розплав кількості 0,03% за масою і найбільшого зниження досягалося при присадці 0,1% за масою (див. рис. 2). Подальшого зменшення величини відбілу зі збільшенням присадки модифікатора не відбувалося. Це дозволяє зробити висновок, що механізм впливу алюмінієвого сплаву марки АК12, як модифікатора чавунного розплаву, практично аналогічний механізм впливу попереднього модифікатора - чистого алюмінію.

Слід зазначити такі відмінності впливу на величину чистого відбілу досліджуваних модифікаторів: у разі модифікування чистим алюмінієм початок зниження величини відбілу відбувався практично при введенні його перших порцій, тобто при мінімальній присадці модифікатора, тоді як при обробці чавуну алюмінієвим сплавом марки АК12 була необхідною присадка 0,03% маси модифікатора (див. рис.1 і 2).

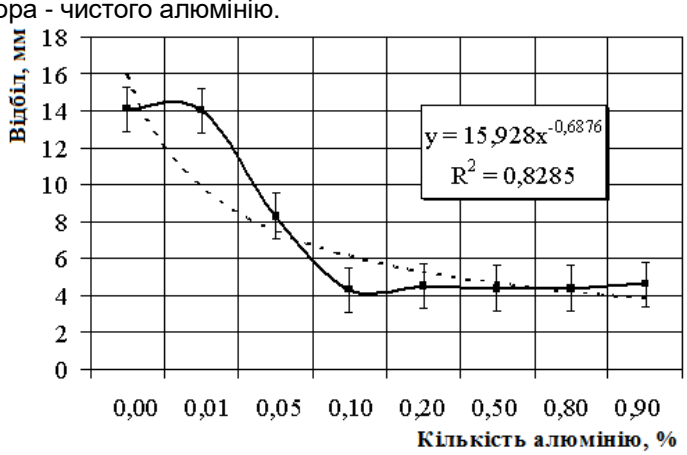


Рисунок 2. Вплив алюмінієвого сплаву марки АК12, як модифікатора чавуну, на величину відбілу валкової проби

Через те, що при внутрішньоформенному модифікуванні бажано застосування модифікатора з якомога меншою температурою плавлення, зважаючи на відносно низьку температуру розплаву чавуну, що модифікується, дослідження з використання кремнію як у чистому вигляді, так і у вигляді феросиліцію марки ФС75 виявилося неможливим. Розплав, при модифікуванні осьової зони валка у формі, до початку модифікуючої обробки охолоджувався до температури, що не перевищувала температуру ліквідус. Таким чином, не маючи достатнього запасу температури, при введенні в розплав твердого модифікатора на поверхні утворювалася кірка затверділого металу, яка не розплавлялася при подальшому прогріванні модифікатора в розплаві. Мало ймовірним є і дифузійне розчинення модифікатора через затверділу кірку. Це підтверджує виробничий досвід [5]. Так чавун, призначений для розчинення феросиліцію в ковші, рекомендується перегрівати на 120…150ºС вище за температуру ліквідус.

Слід зазначити, що характер впливу модифікатора на основі алюмінію, про який можна судити з проведених досліджень, узгоджується з даними авторів [6]. Алюмінієвий модифікатор МІГ, що містить додатково РЗМ, демонстрував максимальне зниження величини відбілу при його введенні у кількості 0,2% маси. Крім того, результати порівняльних досліджень графітизувальної здатності феросиліцію марки ФС75 і модифікатора МІГ, розробленого на базі силуміну з введенням РЗМ, показало, що темп зниження величини відбілу при зростаючій кількості модифікатора ФС75 значно нижче, ніж при введенні модифікатора МІГ. Ця обставина, поряд з вище перерахованими складнощами технологічного характеру, роблять практично неможливим застосування феросиліцію як модифікатора для осьової зони прокатних валків.

Наступна серія лабораторних експериментів передбачала розробку такого модифікатора, який би забезпечував:

– активацію наявних і введення нових центрів графітизації в розплав на пізніших стадіях затвердіння виливка;

– максимальну легкоплавкість та легкість розчинення модифікатора, що виключає піроефект;

мінімальну кількість модифікатора, що дозволяє виключити вміст карбідів у виливку.

Для пізнього внутрішньоформенного модифікування осьової зони прокатних валків характерною особливістю технології є збіг моменту закінчення формування робочого шару з початком внутрішньоформенного графітизуючого оброблення. Ця обставина висуває до модифікаторів певні вимоги технологічного характеру.

По-перше, на момент початку модифікування з розплаву значною мірою знято теплоту перегріву. Цей факт свідчить про те, що при використанні модифікатора з високою температурою плавлення і значною теплоємністю його поверхня вкривається затверділим шаром металу, що не дає можливості взаємодії розплаву з модифікатором. Враховуючи температуру розплаву, ізолююча кірка не має перспективи розплавитись.

По-друге, розплав, з якого надалі буде сформована осьова зона валка, являє собою циліндр, ді-

аметр якого приблизно дорівнює діаметру шийки валка, а висота дорівнює висоті валка та висоті надливної частини виливка. Таким чином, метал знаходиться у формі циліндра з висотою, значно більшою за діаметр. Натурні експерименти показали, що при використанні легко киплячих модифікаторів, що містять, наприклад, магній, і введення модифікатора в нижню частину виливка, можливі викиди металу з надливної частини ливарної форми. З цієї ж причини обмеженим є застосування термітних модифікуючих сумішей [7], хоча надлишок алюмінію у складі цих сумішей і можливість підвищення температури розплаву є позитивною властивістю цього методу.

Нами були випробовані модифікуючі суміші з різними температурами плавлення (табл.1), до складу яких в якості основного компонента входили алюміній та ультрадисперсний порошок (УДП) діоксиду кремнію.

Таблиця 1– Дослідження впливу різних сумішевих модифікаторів

Номер сумішевого модифікатора	Температура плавлення модифікатора, °С	Значення відбілу на валковій пробі, мм	
		Без модифікування	При додаванні модифікатора
1	660	15	11,3
2	640		10,4
3	620		9,6
4	600		9,3
5	580		9,0

При внутрішньоформенному модифікуванні модифікатор вкривається затверділим шаром металу, який перешкоджає модифікуванню, якщо його температура плавлення більша або дорівнює температурі $T_1 \le T_S - (250-450)$ [°С], де T_S - температура затвердіння розплаву, що модифікується (для досліджуваного сплаву $T_S = 1150$°С).

Модифікатори з температурою плавлення T_3, що дорівнює $T_3 = T_S - (620-800)$ [°С], не утворювали ізолюючої кірки, але розплавлялися лише на рівні надливної частини валка.

Найкращі технологічні властивості мали модифікатори з температурою плавлення T_2, що дорівнює $T_2 = T_{опт} = T_S - (500-570)$ [°С].

Крім того, при розробці оптимального складу сумішевого модифікатора була проведена серія досліджень з 16 плавок (активний експеримент). Варіювали вміст алюмінію в межах 20-50%, а УДП діоксиду кремнію - в межах 50-80%. У комплексний критерій якості модифікатора входили температура його плавлення і величина відбілу матеріалу, що модифікується, на валковій пробі.

Результатом цієї серії досліджень став сумішевий модифікатор, що містить УДП діоксиду кремнію в межах 55...70 і алюмінію - 30...40%. Склад розробленого модифікатора було запатентовано [8]. Оптимальний склад модифікатора мав найкраще значення комплексного критерію якості – 0,87 (максимальне дорівнює 1), а також добрі технологічні та споживчі властивості – легкість розчинення у відносно холодних розплавах (Тл+20…60°С) та низьку собівартість (сировиною для отримання використовуються відходи феросплавного виробництва).

Дослідження впливу присадки модифікатора розробленого складу в межах від 0,005 до 1,0% по масі на відбіл чавуну показало, що модифікування дозволило досягти максимально низького вмісту карбідів вже при введенні 0,01...0,02% модифікатора, що було пов'язано, вочевидь, з тим, що розплав при обробленні піддавався максимальній дегазації та активації центрів графітоутворення при кристалізації. Подальше збільшення вмісту модифікатора понад 0,02% по масі при введенні в чавунний розплав не призводило збільшення кількості активних центрів кристалізації (рис.3).

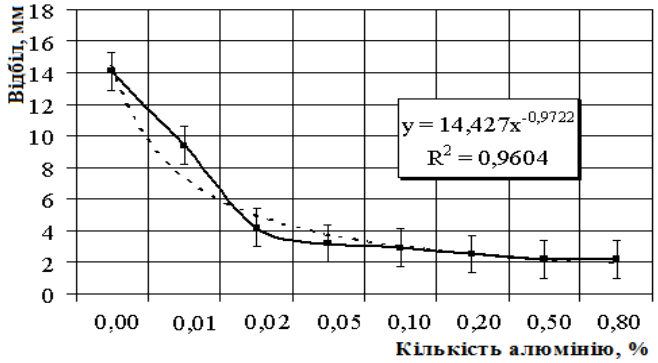


Рисунок 3. Дослідження впливу модифікатора розробленого складу на величину відбілу валкової проби

Обговорення результатів

Твердість немодифікованих та модифікованих різними модифікаторами чавунів із пластинчастим графітом зменшувалася з видаленням від поверхні проб. Середній показник твердості матеріалу модифікованих проб був більшим порівняно із середнім показником твердості проб немодифікованих чавунів. За середнім показником твердості досліджувані модифікатори можливо розмістити в наступний ряд, що зростає: алюміній, алюмінієвий сплав марки АК12, модифікатор розробленого складу.

Розроблено склад легкоплавкого графітизуючого модифікатора, що ефективно впливає на процес формування структурних складових матеріалу осердя прокатних валків. Модифікування чавунного розплаву сумішевим модифікатором, що містить УДП діоксиду кремнію у межах 55…70 та алюмінію – 39…40%, показало його добрі технологічні властивості.

Висновки

1. Проведено дослідження впливу легкоплавких модифікаторів трьох типів на величину відбілу та твердість чавуну з пластинчастим графітом. Показано, що найкращі результати показав модифікатор, до складу якого входили алюміній та УДП діоксиду кремнію.

2. Розроблено оптимальний склад модифікатора, при обробці яким досягаються найкращі значення комплексного показника якості матеріалу та середній показник твердості валкової проби.

Бібліографічний опис

1. Кривошеев А.Е. Литые валки. - М.: Металлургиздат, 1957.-360 с.

2. Пат. 2225238 Франция, МКИ B 22 d 19/00; B 21 b 27/00; B 22 d 23/00. Dispositif et procede pout la coulee de cylindres de fonte composites; Rheinstahl Giesserei AG. - № 74.10259; заявл. 26.03.74; опубл. 08.11.74. Listes № 45.

3. Рыжиков А.А., Гаврилин И.В. Расчет и применение суспензионной заливки // Литейное производство.- 1970.-№8.- С. 11-13.

4. Косячков В.А., Ващенко К.Ч. Особенности технологии получения высокопрочного чугуна модифицированием в литейной форме// Литейное производство.- 1975.- №12 – С. 11-12.

5. Сборник технологических инструкций вальцелитейного цеха / Лушпа А.А., Козаченко Н.С., Мерло О.Э. и др. [4-е перераб. и доп. изд.] – Д.: ДЗПВ. – 1983. – 183 с.

6. Леках С.Н. Использование модификатора МИГ при кокильном литье чугуна / С.Н.Леках, А.Г.Слуцкий, В.А.Шейнерт // Литейное производство. - 1991. - №7. - С 11-12.

7. Алов В.А Модифицирование серого чугуна термитными смесями / В.А.Алов, С.П.Кожемякин, Т.А.Ахундов, В.Н.Молев, Л.Н.Майорова // Литейное производство. – 1989. - № 9.- С.25.

8. Пат. 80101 Україна, МПК (2006) B 22 D 7/06 (2007.01); B 22 D 15/00; B 22 D 27/20 (2007.01); C 21 C 7/04; C 21 C 7/076 (2007.01); C 22 C 35/00. Спосіб виготовлення виливків для одержання двошарових листопрокатних валків, ливарна форма і модифікатор для здійснення способу / Хричиков В Є., Хитько О.Ю., Кліменко Ф.К., Бойко Л.Г.; заявник та патентоотримувач Національна металургійна академія України. - № 20040604860; заявл. 21.06.04; опубл. 27.08.07, Бюл. № 13.

References

1. Krivosheyev A.E. Lityye valky. - M: Metallurgizdat, 1957.-360 s.

2. Pat. 2225238 Frantsiya, MKI B 22 d 19/00; B 21 b 27/00; V 22 d 23/00. Obrabotka kompozitnykh materialov metodom obrazovaniya tsilindrov; Rheinstahl Giesserei AG. - № 74.10259; zayavleno 26.03.74; - publ. 08.11.74. Listy № 45.

3. Ryzhikov A.A., Gavrilin I.V. Rozrakhunok i zasosuvannya suspenzii napolneniya // Livarne virobnitstvo. - 1970.-№8.- S. 11-13.

4. Kosyachkov V.A., Vashchenko K.CH. Osobennosti tekhnologii otbrakovki vysokoklassnogo chavuna, modifikatsii livarnoy formy // Livarne vyrobniztvo. - 1995. - №12 - S. 11-12.

5. Sbornik tekhnologicheskikh instruktsiy dlya prokatnogo tsekha / Lushpa O.O., Kozachenko N.S., Merlo O.Ye. ta v [4-ya red. eto der'mo. vid.] - D .: DZPV. - 1993. - 183 s.

6. Lekakh S.M. Vikoristannya modifikatora MIG pri kokil'nom littya chavun / S.N. Lekakh, A.G. Slutskiy, V.A. - 1991. - № 7. - S 11-12.

7. Alov V.A Modifíkuvannya sírogo chavunu termítnimi sumíshami / V.A.Alov, S.P.Kozhem'yakín, T.A.Akhundov, V.M.Mol'ov, L.N.Mayorova // Livarne virobnitstvo.– 1999 . - № 9.- S.25.

8. Pat. 80101 Ukraina, MPK (2006) V 22 D 7/06 (2007.01); V 22 D 15/00; V 22 D 27/20 (2007.01); C 21 S 7/04; S 21 S 7/076 (2007.01); S 22 S 35/00. Sposib vigotovlennya vilivkiv dlya oderzhaniya dvosharovikh listoprokatnikh valkov, livarna forma i modifikator dlya zdiysnennya sposob / Khrichikov V.E., Khit'ko O.YU., Klimenko F.K., Boyko L.G.; zayavnik ta patentootrimuvach Natsional'na metalurgíyna akademiya Ukraini. - № 20040604860; zayavl. 21.06.04; opubl. 27.08.07, Byul. № 13.

УДК 669.18.001.57 https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.05

Камкіна Л.В., Величко О.Г., Камкін В.Ю.

Фізико-хімічні основи і математичне моделювання процесів дегазації при позапічній обробці сталі

Kamkina L., Velichko O., Kamkin V.

Physico-chemical bases and mathematical modeling of degassing processes in out-of-furnace steel processing

Анотація. Об'єкт дослідження – процеси вакуумної обробки рідкої сталі після її випуску із сталеплавильного агрегату.

Мета роботи – дослідження процесів дегазації рідкої сталі при вакуумуванні та оптимізація умов зниження газонасиченості металу.

Метод дослідження – використання динамічної математичної моделі, розробленої з урахуванням положень лімітування процесу дифузійними ланками перенесення кордоні метал – газова фаза.

Розроблено математичні моделі дегазації металу в ківшах з продувкою аргоном з урахуванням розподілу газів з металу за трьома статтями – у бульбашки CO, у бульбашки аргону та через відкриту поверхню металу. У всіх варіантах зміни технологічних параметрів спостерігається блокування значної частини поверхні розділу метал – газова фаза потоком кисню. Це пов'язано з тим, що потоки кисню по масі приблизно на порядок вищі за потоки водню. При зміні технологічних параметрів відбувається процес саморегулювання перерозподілу потоків водню і кисню. Це в першу чергу пов'язано з великим відхиленням реакції утворення CO від рівноваги. При заміні аргону в продувному газі азотом поведінка CO і водню в бульбашках при вакуумній обробці металу практично залишається однаковим. Основу продуктів реакції зневуглецювання становить CO. У міру видалення кисню з металу вміст CO у бульбашках продувного газу падає, а за рахунок цього зростає вміст водню та азоту. Вміст CO і водню в бульбашках продувного газу не залежить від співвідношення в ньому аргону і азоту при вакуумній обробці. Оптимальне співвідношення продувної суміші можна змінюва-ти в залежності від марки сталі, що виплавляється.

Зіставлення розрахункових та експериментальних даних свідчить про досить високу адекватність моделі натурі.

Ключові слова: ВАКУУМНА ОБРОБКА РІДКОЇ СТАЛІ, МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ, ВАКУУМУВАННЯ, МЕХАНІЗМ ВИДАЛЕННЯ КИСНЮ І ВОДНЮ В ГАЗОВУ ФАЗУ

Abstract. The object of research is the processes of vacuum treatment of liquid steel after its release from the steelmaking unit.

The purpose of the work is to study the processes of degassing of liquid steel under vacuum and optimize the conditions for reducing the gas saturation of the metal.

The research method is the use of a dynamic mathematical model, developed taking into account the provisions of process limitation by diffusion links of the metal - gas phase boundary transfer.

Mathematical models of degassing of metal in ladles with argon purge have been developed, taking into account the distribution of gases from metal according to three articles - in CO bubbles, in argon bubbles and through the open surface of the metal. In all variants of change of technological parameters blocking of a considerable part of a surface of a section of a metal - gas phase by a stream of oxygen is observed. This is because oxygen flows are about an order of magnitude higher than hydrogen flows. At change of technological parameters there is a process of self-regulation of redistribution of streams of hydrogen and oxygen. This is primarily due to the large deviation of the reaction of CO formation from equilibrium.

When replacing argon in the purge gas with nitrogen, the behavior of CO and hydrogen in the bubbles during vacuum treatment of the metal remains almost the same. The basis of the products of the decarburization reaction is CO. As oxygen is removed from the metal, the CO content in the purge gas bubbles decreases, and due to this, the hydrogen and nitrogen content increases. The content of CO and hydrogen in the bubbles of the purge gas does not depend on the ratio of argon and nitrogen in the vacuum treatment. The optimal ratio of the purge mixture can be changed depending on the grade of steel being smelted.

Comparison of calculated and experimental data indicates a fairly high adequacy of the model in kind.

Keywords: VACUUM TREATMENT OF LIQUID STEEL, MATHEMATICAL MODELS, VACUUMING, MECHANISM OF REMOVAL OF OXYGEN AND HYDROGEN IN GAS PHASE

Вступ. Отримання якісного металу в сталеплавильних агрегатах обмежується можливостями регулювання фізико-хімічних умов протікання основних реакцій, що викликає необхідність розробки процесів позапічної обробки сталі. Однією з основних проблем виплавки сталі в ДСП-технології є підвищений вміст азоту в напівфабрикаті. Особливо це стосується тих марок сталей, від яких затребувана висока пластичність та сталей для виробництва катанки. Одним із завдань ковшової обробки є зниження концентрації розчинених газів у металі – кисню, водню, азоту [1-14]. Найбільш ефективним способом дегазації сталі є її вакуумування. При цьому широко використовується метод вакуумування в ковші з одночасним продуванням інертним газом.

Проблемні питання видалення розчинених у залізі газів. Прогнозування рівня азоту, водню в розплавленому металі визначається термодинамікою розчинів двохатомних газів в залізі та кінетикою поглинання і десорбції азоту з навколишнього середовища і в навколишнє середовище

Камкіна Людмила Володимирівна – д.т.н., проф. НМетАУ
Величко Олександр Григорович – д.т.н., проф. НМетАУ,
Камкін Володимир Юрійович - НМетАУ

Kamkina Lydmila – d.t.s. NMetAU
Velichko Oleksandr – d.t.s. NmetAU
Kamkin Volodymyr – NmetAU

через розділу фаз метал-шлак, метал-газ. В свою чергу, значну роль відіграють технологічні можливості окремих виробничих циклів та якість сталевого брухту. Врахування перелічених вимог визначає вибір відповідного режиму рафінування та дозволяє виробляти сталь з бажаним рівнем розчинених газів в металі. Розвиток методу безперервного розливання призвело до посилення вимог до рідкої сталі за температурою. У зв'язку з тим, що в киснево-конвертерному процесі неможливо досить точне регулювання температури металу в кінці плавки через високі швидкості окислювальних реакцій, розвиток отримав спосіб позапічного нагрівання рідкої сталі на установках ковш-піч. Нагрів сталі в ковші дозволив збільшити кількість присаджуваних феросплавів, яка була обмежена для ковша без нагріву 1,5 %, забезпечити глибоку десульфурацію металу шляхом наведення високоосновного відновлювального шлаку, високоефективно використовувати продування металу аргоном, забезпечуючи дегазацію, перемішування металу, кращу взаємодію. Як правило, позапічна обробка сталі включає її вакуумування, яке дозволяє найбільш повно видаляти водень, проводити вакуумно-вуглецеве розкислення та глибоке зневуглецювання металу (менше 0,01% С).

Основні положення вихідної моделі. В основу даної роботи покладено розроблену раніше математичну модель зневуглецювання рідкої сталі [15-18] з урахуванням двомасштабного переносу, що включає макроперенесення в об'ємі металу і мікроперенесення на межах диспергованої фази, якою є бульбашки СО.

Основними положеннями вихідної моделі [8], покладеними в основу запропонованої моделі, є наступні.

1. Лімітує ланкою дрібномасштабного перенесення є дифузія кисню в металі до поверхні розділу метал - пузир СО при вмісті вуглецю вище 0,05 - 0,1%.

2. Кінетика великомасштабного рівня визначається перенесенням реагентів в обсязі металу за рахунок турбулентної дифузії (перемішування металу спливаючими бульбашками СО) і швидкістю реакції в макрообсязі, що містить принаймні один або кілька міхурів СО. Реакція в такому обсязі розглядається як квазігомогенна і швидкість окислення вуглецю розраховується за виразом $V_C = K_V [C] ([O] - [O]r)$, де K_V - константа швидкості реакції, що визначається з експериментальних даних; [O] та [O]r - концентрації кисню в металі та рівноважна з вуглецем.

3. Математичне опис процесу тільки одному рівні не може бути проведено, оскільки процес утворення диспергованої фази (бульбашок СО) носить імовірнісний характер.

4. Зазвичай при ковшової обробці сталі окисний шлак сталеплавильного агрегату видаляють по можливості повніше і наводять синтетичний шлак з мінімальним вмістом оксидів заліза. У цих випадках обмін киснем між металом та шлаком практично відсутня, а товщина шару шлаку може чинити лише гідростатичний тиск при знаходженні міхура СО поблизу поверхні металу.

Таким чином, перенесення кисню при технології чистого вакуумування відбувається тільки в об'ємі металу за рахунок турбулентної дифузії.

Для оцінки впливу вакуумування зниження вмісту газів, виконали аналіз зміни загального вмісту азоту, кисню і водню, досягнутих при різних схемах обробки сталі С82Д (таблиця 1).

Таблиця 1 Загальний вміст газів у металі

Методи	Загальний середній вміст газів, ppm			
	[O]	[H[		[N]
		ківш	Через 5 днів	
EAF -LF-VD- CC	30	9,8	2.0	70
EAF-VD-LF-CC	49	13	2.0	69
EAF- LF-CC	45	18	2.0	84

Вміст азоту в готовому сорті, виробленому без вакуумування дещо вище, проте підвищення його вмісту після МНЛЗ не пов'язане зі схемою позапічної обробки і може бути пояснено або систематичною помилкою визначення, або неефективністю захисту струменя, що малоймовірно.

Слід враховувати і те, що для металопродукції малих перерізів проблема водню не варто гостро.

Постановка задачі. У всіх випадках видалення розчинених газів у металі істотну роль відіграє кінетика процесів на межі металу - газова фаза і ступінь наближення до рівноваги реакції розчинений газ - газова фаза, а також реакції видалення декількох газів.

Моделювання та докладний аналіз термодинамічних та кінетичних особливостей розчинення газів у металі дозволили з'ясувати їхню поведінку в металі під час продування металу інертними газами у ковші та при вакуумуванні.

Математична модель процесу вакуумування в ковші з одночасним продуванням аргоном.

Встановили, що прогрів пузиря аргону до температури металу відбувається при спливанні за 0,2 - 0,3 с, дифузія газів в обсязі бульбашок відбувається швидко і процес не лімітує. Лімітування процесу здійснюється лише зовнішньою дифузією.

Утворюються при окисненні вуглецю бульбашки СО при відсутності інших газів у момент зародження і до відриву від центрів зародження не містять водню. За наявності в металі декількох роз-

чинених газів їх парціальний тиск у пухирях, що утворюються, повинні бути рівноважними з вмістом газів у металі.

В основу математичної моделі увійшли рівняння видалення розчиненого кисню

$$[\mathrm{C}] = [\mathrm{O}] = \{\mathrm{CO}\}, \quad (1)$$

водню та азоту – за рахунок виділення його у вигляді молекул, що утворюють пухирці газу

$$[\mathrm{H}] = \frac{1}{2}\mathrm{H}_2 . \quad (2)$$

$$[\mathrm{N}] = \frac{1}{2}\mathrm{N}_2 . \quad (3)$$

При подальшому зростанні бульбашок у їх обсяги відбуватиметься дифузія водню, кисню та вуглецю з утворенням CO на поверхні міхура. Концентрації водню та кисню на межі міхур – метал, рівноважні з вмістом домішок у металі будуть

$$[\mathrm{H}]_r = K_H\sqrt{P_{H_2}}, \quad (4)$$

$$[N]_r = K_N\sqrt{P_{N_2}}, \quad (5)$$

$$[\mathrm{O}]_r = P_{CO}/([\mathrm{C}]K_C), \quad (6)$$

где K_N K_H и K_C – константы равновесия реакций растворения азота, водорода и окисления углерода.

Характер процесів масообміну між розчиненими в металі газами ([H], [N], [O]) і бульбашками барботуючих газів визначалося наближенням системи до рівноваги. Процес масовіддачі газу, розчиненого в металі, з міхуром може бути описаний виразом

$$m_\Gamma = \int_0^\tau (\beta_\Gamma([\Gamma]-[\Gamma]_\Gamma)\cdot S_\Gamma \cdot d\tau, \quad (7)$$

де β_Γ – коефіцієнт масовіддачі між металом та пузиром, [Г] та $[\Gamma]_\Gamma$ – концентрація газу в металі та рівноважна з пузиром, S – площа поверхні розділу газ-метал, τ - час спливання міхура. Рівноваги пов'язані з розчинністю газів при певному парціальному тиску цього газу міхурах.

При розрахунках рівноваги у системі метал - бульбашки необхідно знати парціальний тиск реагуючих газів у пузирі. За наявності кількох газів у пузирі $[\Gamma_1]$, $[\Gamma_2]$, ... $[\Gamma_i]$ парціальний тиск кожного газу може бути визначений за виразом

$$P_i = \frac{(m_i/M_i)P}{(m_1/M_1 + m_2/M_2 + ... + m_i/M_i)}, \quad (8)$$

де m_1, m_2, ... m_i – маси газів в газовій суміші, M_1, M_2, ... M_i – молекулярні маси цих газів, P – загальний тиск, під яким знаходиться газова суміш.

Теоретичні дослідження. У реальних умовах вакуумної обробки сталі в ківшах з продуванням інертними газами видалення водню та кисню в газову фазу може здій снюватися за трьома статтями:

- у бульбашки CO, що утворюються при розкисленні сталі вуглецем;
- у бульбашки інертного газу;
- через поверхню металу, відкриту від шлаку.

При цьому до кордона метал – газова фаза з металу спрямовані три потоки: водню, вуглецю та кисню. Можна вважати, що потік вуглецю еквівалентний потоку кисню для утворення CO. Усі реакції видалення газів з металу гетерогенні та їх швидкості пропорційні площам поверхні, де відбувається взаємодія. Прийнято, що площі, зайняті потоками, пропорційні величинам потоків водню та вуглецю з киснем:

$$j_H = \beta_H([\mathrm{H}]-[\mathrm{H}]_r), \quad (9)$$

$$j_{O-C} = 1{,}75\beta_O([\mathrm{O}]-[\mathrm{O}]_r), \quad (10)$$

де: $[\mathrm{H}]_r$ та $[\mathrm{O}]_r$ – концентрації, рівноважні з відповідною газовою фазою, які розраховані за рівняннями (4) и (6); β_H и β_O – коефіцієнти масовіддачі водню та кисню на межі метал – газова фаза.

Площі поверхні, на які діють потоки водню і кисню з вуглецем при діючій поверхні S_{P_i} маси газів, що дифундують у відповідну фазу, будуть

$$S_{H_i} = \frac{j_{H_i}}{j_{H_i} + j_{O-C_i}} S_{P_i}, \quad (11)$$

$$S_{OC_i} = \frac{j_{O-C_i}}{j_{H_i} + j_{O-C_i}} S_{P_i} \quad (12)$$

$$m_{H_i} = \int_0^\tau \beta_H([\mathrm{H}]-[\mathrm{H}]_r) S_{H_i} d\tau, \quad (13)$$

$$m_{CO_i} = 1{,}75\int_0^\tau \beta_O([\mathrm{O}]-[\mathrm{O}]_r) S_{OC_i} d\tau, \quad (14)$$

де τ - час спливання пузирів CO та аргону. Загальна маса газів, що видаляються у бульбашки, у цьому випадку виходить множенням на частоту їх утворення - ν_P; для відкритої поверхні металу τ - час відповідного періоду розрахунку (зазвичай 1 секунда).

Склад металу за вмістом водню, кисню і вуглецю розраховувався по різниці концентрацій домішок на попередньому та наступному кроці розрахунку з урахуванням убутку домішок у відповідній статті витрати

$$[\mathrm{H}]_{k+1} = [\mathrm{H}]_k - \sum_1^n \int_0^\tau \frac{m_{H_i}(\tau)\nu_{P_i}}{V_M} d\tau, \quad (15)$$

$$[O]_{k+1} = [O]_k - \sum_1^n \int_0^\tau \frac{16}{28} \frac{m_{CO}(\tau)\nu_{P_i}}{V_M} d\tau, \quad (16)$$

$$[C]_{k+1} = [C]_k - \sum_1^n \int_o^\tau \frac{12}{28} \frac{m_{CO_i}(\tau)\nu_{P_i}}{V_M} d\tau, \quad (17)$$

де *к* – номер шагу розрахунку, *n* – кількість статей видалення газів, ν_P – частота утворення пузирів, концентрація речовин виражена в кг/м^3.

Обговорення результатів.

Поведінка системи метал – газова фаза при видаленні кисню і водню вивчалася для випадку зміни вмісту кисню в межах 0,002 – 0,01%, витрати аргону при продуванні 0,10 – 0,25 м^3/хв, кількості сопел у дутьовій вставці 1 - 20. Для всіх випадків приймалася маса металу в ковші - 100 т, висота шару металу - 2,9 м, вміст вуглецю в металі - 0,6%.

Встановлено, що видалення кисню відбувається, головним чином у бульбашки СО. Частка кисню, що видаляється в пузирі СО в більшості варіантів розрахунку становить 60 - 70% і тільки при збільшенні кількості сопел в продувній фурмі частка кисню, що видаляється, в пузирі СО падає до 40%, але при цьому зростає частка видалення водню у бульбашки аргону у зв'язку з підвищенням їхньої питомої поверхні.

Основне видалення водню (50-70%) відбувається через відкриту поверхню металу. Істотно зростає частка водню, що видаляється через поверхню металу за її збільшення. Встановлено зменшення швидкості видалення водню зі зростанням вмісту кисню. Останнє явище здається незвичайним, оскільки зі збільшенням вмісту кисню зростає кількість бульбашок СО і, здавалося б, має бути зростання видалення кисню в ці бульбашки. Це пояснюється тим, що частка площі, зайнята потоком водню зі зростанням вмісту кисню падає, отже зростає частка площі, зайнята потоком кисню, тобто потік кисню блокує поверхню пузирів СО. Збільшення витрати аргону призводить до зростання частки водню, що видаляється в бульбашки аргону і зменшення частки водню, що видаляється в бульбашки СО.

При зміні технологічних параметрів спостерігається блокування значної частини поверхні розділу метал - газова фаза потоком кисню. Це в першу чергу пов'язано з великим відхиленням реакції утворення СО від рівноваги.

Використання азоту в складі продувальної суміші. Загальноприйнятою думкою є неприпустимість попадання азоту в рідку сталь, так як при його розчиненні в залізі сталь стає схильною до старіння. У зв'язку з цим використання газів з підвищеним вмістом азоту (повітряне дуття, кисневе дуття з підвищеним вмістом азоту 1 - 5%) вважається неприпустимим. Однак є деякі дані про продування низьковуглецевого металу азотом при ковшовій обробці [18-20].

За відсутності переходу розчиненого газу з металу безпосередньо в атмосферу основне його видалення відбувається через поверхню метал - пузир. Процес переходу розчиненого газу з металу в пузир є гетерогенним і складається з наступних стадій: а) дифузія в об'ємі металу; б) дифузія через прикордонний прошарок; в) адсорбційно-кінетичний акт на поверхні пузиря; г) дифузія газу в об'єм пузиря.

Аналіз результатів. Відповідно до розробленої математичної моделі встановлено, що при заміні аргону в продувному газі азотом поведінка СО і водню в бульбашках цього газу практично залишається однаковою (рис.1, 2).

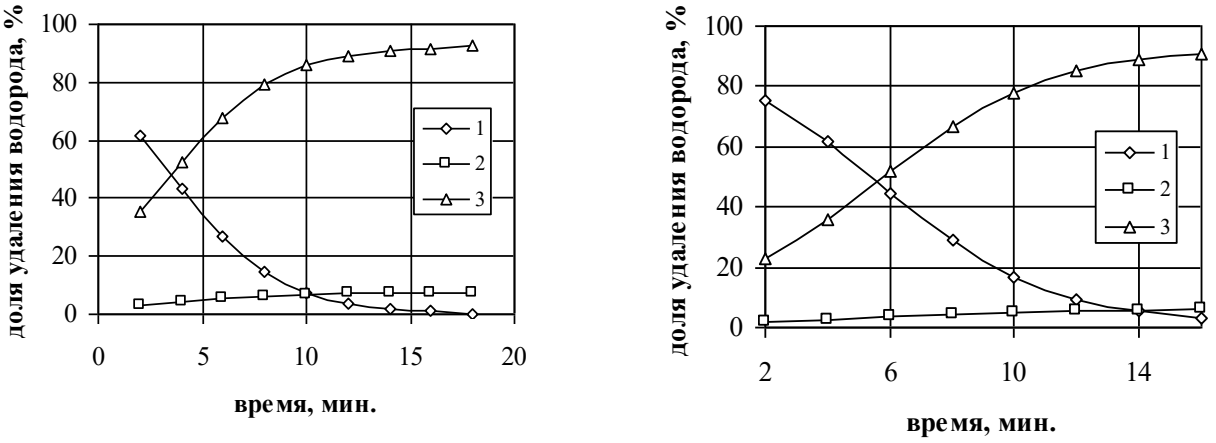


Рисунок 1 – Частка видалення кисню по статтям при інтенсивності продувки аргоном (а) и азотом (б) 2 м^3/хв.: 1 – в пузир СО, 2 – в пузир аргона, 3 – через поверхню

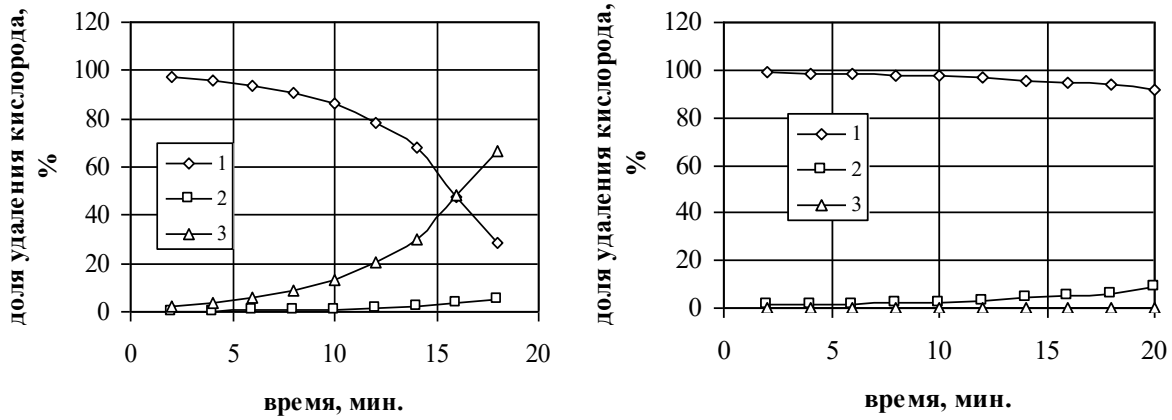


Рисунок 2 - Частка видалення водню за статтями: 1 – у пузир CO, 2 – у пузираргону, 3 – через поверхню. Інтенсивність продування Ar = 2 м^3/хв.

Встановлено, що вміст CO та водню в бульбашках продувного газу не залежить від співвідношення в ньому аргону та азоту.

Заміна частини аргону азотом в продувному газі призводить до перерозподілу величин і напряму потоків азоту з металу в бульбашки продувного газу. Частка азоту, що надходить з продувного газу в метал, при цьому зростає, але перехід азоту з металу в бульбашки CO і через поверхню залишається достатнім, щоб забезпечити загальне зниження концентрації азоту в металі (рис. 3). Для цього необхідно мати низький залишковий тиск над металом та відповідні вимоги щодо вмісту азоту в металі.

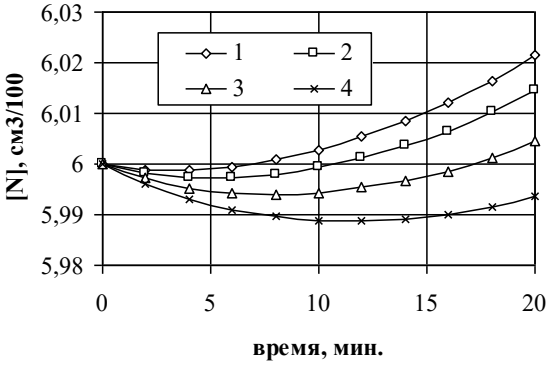


Рисунок 3 - Зміна концентрації азоту в металі при різних співвідношеннях аргону та азоту в продувній суміші: 1 - аргону 0, азоту 0,1; 2 – аргону 0,2, азоту 0,2; 3 – аргону 0,25, азоту 0,15; 4 - аргону 0,3, азоту 0,1 м3/хв.

Оптимальне співвідношення азоту та аргону в продувній суміші при виробництві сталей становить 1...3. Використання азоту як інертного газу рекомендується для продування металу рядового сортаменту, в якому відсутні нітридоутворюючі елементи.

Також встановлено, що оптимальне співвідношення азоту та аргону в продувній суміші при вакуумній обробці сталі становить 1...2. Основу продуктів реакції знвуглецювання становить CO. У міру видалення кисню з металу вміст CO у бульбашках продувного газу падає, а за рахунок цього зростає вміст водню та азоту. Вміст CO і водню в бульбашках продувного газу не залежить від співвідношення в ньому аргону та азоту при вакуумній обробці.

Вивчення впливу шлакового покриву на видалення газів (водню та азоту).

Протягом багатьох років вивчали процеси поглинання азоту із металу шлаками різного складу. До кінця так і нез'ясований механізм передачі азоту з атмосфери в метал через шлак і навпаки від металу до шлаку та в атмосферу. Основні висновки вчених [21-25] про механізми взаємодії азоту зі шлаком, наступні (на основі експериментів):

- шлаки будь-якого складу містять розчинений азот;
- шлаки беруть участь у процесі передачі азоту з атмосфери до металу;
- розчинність азоту в шлаку залежить від основності та ступеня окисленості;
- Найбільша кількість азоту міститься в шлаку відновлювального періоду основної електроплавки (до 0,23%);
- всі рафінувальні шлаки містять близько 0,003% азоту;
- концентрація азоту в шлаках однозначно не пов'язана з концентрацією його в металі;
- не можна точно визначити форми існування азоту у шлаках (нітриди, карбіди, ціаніди).

При продуванні аргоном металу на установці ковш-піч виявлено, що при зниженні інтенсивності процесу зневуглецювання для більш повного видалення газів поверхня металу повинна бути відкритою від шлаку (рис.4, 5).

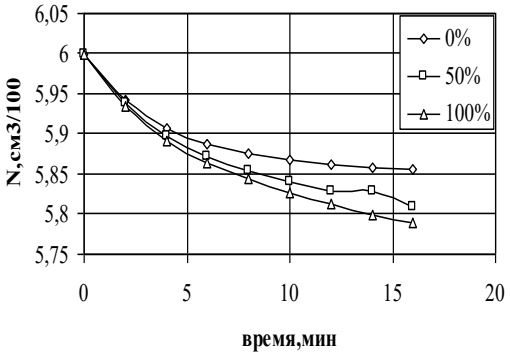


Рисунок 4. Вплив відкритої поверхні на видалення азоту при продуванні аргоном 2 м^3/хв.

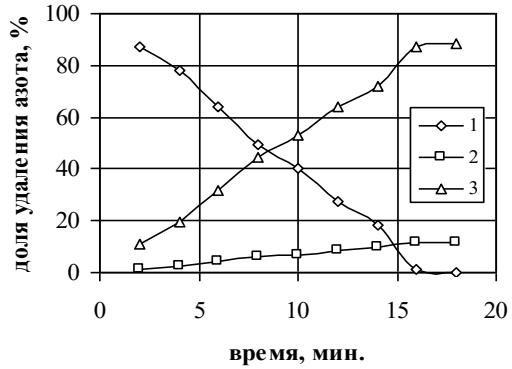


Рисунок 5. Частка видалення азоту 1- в пузир CO, 2 – в пузир аргона, 3 – через поверхню, продувка металу аргоном 2 м^3/мин при відкритій поверхні металу від шлаку.

Однак при цьому постійно відбуватиметься паралельний процес переходу газу з атмосфери в метал (переважно для азоту), оскільки шлак є захисним покривом металу від атмосфери (рис. 4, 5).

При аналізі процесу заміни продувного аргону на продувну суміш, що містить азот, відбувається насичення металу азотом, яке залежить від складу і кількості шлаку при обробці металу на УКП. Виявлено, що основне видалення азоту з металу (рис. 4) відбувається при інтенсивному процесі знеуглерожування в пузир CO. Отже, що більше протікатиме процес зневуглецювання, то більше вийде азоту з металу. Однак при виробництві сталей необхідно суворе дотримання марочного вмісту вуглецю та азоту.

Таким чином використовувати продувну суміш, що містить азот, можливо для отримання більш широкого класу сталей з низьким вмістом вуглецю.

Поведінка азоту при кристалізації металу, обробленого продувочними сумішами з азотом

Утворення бульбашок у металі при розливанні на МНЛЗ відбувається за двома варіантами: за рахунок підвищеного вмісту розчинених газоутворюючих елементів або за рахунок взаємодії газоутворюючих елементів. Для утворення та зростання бульбашок необхідно виконання нерівності:

$$p_{CO} + p_{H_2} + p_{N_2} > p + g\rho_м h_м + g\rho_ш h_ш \quad (18)$$

Зародки пузирів, що утворилися, будуть рости і перетворюватися на газові бульбашки лише тоді, коли концентрація розчинених у металі вуглецю, кисню, водню і азоту будуть перевищувати значення, які відповідають рівновазі з CO, H_2 і N_2 у зародку.

Після зародження пузир починає зростати і вирішальну роль у процесі зростання пузиря грає дифузія атомів газу до поверхні розділу пузир-метал. Збільшення у розмірах бульбашки відбувається за рахунок зменшення розчинності азоту при зниженні температури та дифузії газу CO, який при цьому прагне зайняти максимальний об'єм при мінімальному тиску окремих газів у ньому. Усередині пузиря і на його поверхні відбувається асоціація атомів газу і молекул CO, чим і обумовлюється подальша дифузія в бульбашку газу, що зазнала молекулярне перетворення. Єдиного виразу для коефіцієнта дифузії азоту не виявлено, тому на основі літературних даних виведено емпіричний вираз залежності коефіцієнта дифузії від температури:

$$D_N = (0.008 \cdot T - 9.49) \cdot 10^{-9}, \; м^2/сек \quad (19)$$

На підприємстві "завод-1" проведено серію плавок одержанням у металі підвищеного вмісту азоту (близько 0.015%) на виході з ДСП. Після позапічної обробки та розливання заготовки мали значний дрібний міхур (рис.6). Хімічний склад отриманої сталі після позапічної обробки наступний: C = 0.05 %, Mn = 0.35 %, Cu = 0.23 %, Si = 0.11 %, Ni = 0.12 %, P = 0.02 %, S = 0.014 %, Gr = 0.056 % , N = 0.0156% та ін. Витрата алюмінію становив 1,5 кг/т. Розлив металу здійснювали без захисту струменя при температурі 1550^{o}C. Переріз заготовки 120x120 мм.

При аналізі макроструктури металу виявлено нещільності твердої заготовки, які пов'язували з високим вмістом азоту під час випуску з ДСП. Однак, як показано вище (рівняння 18), для утворення пузиря азоту при затвердінні заготовки тиск у пузирі має бути більше суми парціального тиску азоту в атмосфері та феростатичного тиску. Розрахунками показано, що максимально можливий тиск за даних умов плавки і розливання для існування пузиря склало близько 19500 Па, а парціальний тиск над металом становив близько 80000 Па. Оскільки парціальний тиск азоту над металом істотно вищий, ніж максимально можливий тиск у пузирі, то в цих умовах пузир азоту існувати не може. При цьому співвідношенні тисків існує лише можливість переходу азоту з атмосфери в рідкий розплав у процесі розливання металу. Для перехода азоту з атмосфери до металу необхідна дисоціація молекул азоту на атоми. Цей перехід можливий при температурах вище 2000^{o}C. При розливанні металу температурний режим відповідає цьому значенням і азот не переходить з

атмосфери в метал при розливанні даної марки сталі. Розливання здійснювалося без захисту струменя з зануреною розливною склянкою під захисним шлаком, що знижує можливість переходу азоту в метал до мінімуму.

Виходячи з припущення про можливість утворення пузиря CO або пузи що складається з двох газів CO і N_2 при розливанні металу, розраховували значення тиску CO + N_2, яке склало близько 82000 Па, що менше 1 атм. Таким чином, при виплавці цієї марки сталі не виявлено умов утворення бульбашок при підвищеному вмісті азоту в металі на випуску з ДСП. Проведені дослідження підтвердили висловлювання В. І. Явойського «На відміну від водню азот майже ніколи не виділяється з металу в процесі кристалізації і ніколи не є причиною утворення пузирів, пористості або свищів (за винятком зварних швів)».

Вивчаючи питання, про заміну складу продувного газу, досліджували можливість заміни аргону на азот у процесі позапічної обробки. У процесі продування металу азотам відбувається максимальне розчинення азоту в металі. Однак, при розливанні металу можливе відхилення в поведінці азоту при затвердінні через зниження температури. Сталь 35СГ, виплавлена в ДСП з допустимим вмістом азоту, у процесі позапічної обробки продувалася азотам, темплет якої представлений на рис.6

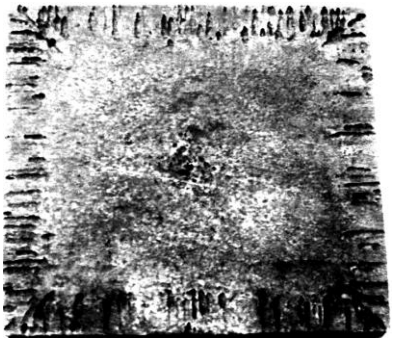


Рисунок 6. Темплет заготовки, отриманий внаслідок обробки металу азотом у процесі позапічної обробки.

Товщина безпузиристої зони визначена за темплетом, склала 1 мм, а радіус пори для утворення пузиря становив близько 0,5 мм. При дослідженні поведінки азоту в процесі затвердіння безперервної заготовки на математичній моделі використовували вираз (19). Результати розрахунків на математичній моделі представлені на рисунку 7.

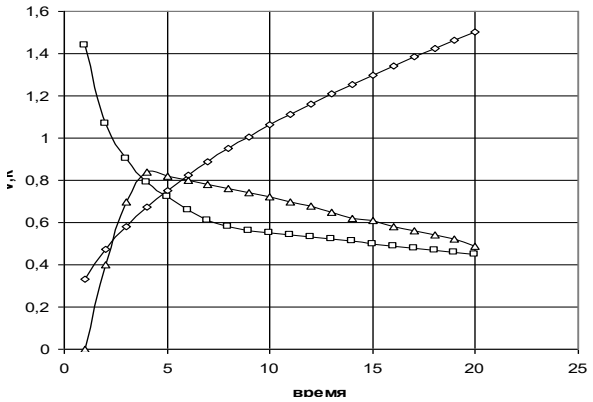


Рисунок 7. Товщина затверділої кірки (1), зміна швидкості затвердіння (2) та швидкості зростання пузиря (3), початок (A) та кінець (B) формування зони пузирів на час формування заготовки.

Утворення пузиря починається у верхніх горизонтах кристалізатора і продовжується на глибині 1,2 м. На цій глибині практично одночасно відбувається два процеси: зменшення тиску в пузирі щодо парціального та феростатичного та перевищення швидкості кристалізації над швидкістю зростання пузиря. Довжина пузиря, отримана на математичній моделі, відповідає довжині пузиря знятого з темплету, наведеного на малюнку 8. Рівність довжин пузиря говорить про адекватність математичної моделі.

Однак у проведених дослідженнях не враховувалося взаємний вплив газів CO і N_2 на пузир, що зародився.

Таким чином, проведеними дослідженнями встановлено, що підвищений вміст азоту в металі на виході з ДСП не впливає на формування макроструктури безперервного зливка; у процесі позапічної обробки при продуванні металу азотом, відбувається насичення металу до граничних концентрацій при вибраному температурному режимі; при підвищенні парціального тиску за рахунок збільшення вмісту вуглецю в сталі, можливе одночасне виділення азоту і CO в бульбашки, що утворилися.

Висновки.

У всіх варіантах зміни технологічних параметрів спостерігається блокування значної частини поверхні розділу метал - газова фаза потоком кисню. Це пов'язано з тим, що потоки кисню по масі приблизно на порядок вищі за потоки водню. При зміні технологічних параметрів відбувається процес саморегулювання перерозподілу потоків водню і кисню. Це в першу чергу пов'язано з великим відхиленням реакції утворення CO від рівноваги

При заміні аргону в продувному газі азотом поведінка CO і водню в бульбашках при вакуумній обробці металу практично залишається однаковим. Основу продуктів реакції зневуглецювання становить CO. У міру видалення кисню з металу вміст CO у бульбашках продувного газу падає, а за рахунок цього зростає вміст водню та азоту. Вміст CO і водню в бульбашках продувного газу не за-

лежить від співвідношення в ньому аргону і азоту при вакуумній обробці. Оптимальне співвідношення продувної суміші можна змінювати в залежності від марки сталі, що виплавляється.

Використання спіненого шлаку при позапічній обробці металу на установці ковш-піч дозволить розширити асортимент сталей, що виплавляються з використанням як продувний газ азот або його суміш з аргоном, при цьому значно знизиться собівартість одержуваного продукту і не погіршиться властивості металу. Залежно від властивостей та будова шлаків, як показали результати математичного моделювання, можливо покращення процесів газовиділення та більшповного використання азоту в якості продувного газу..

Бібліографічний опис

1. Siddhartha Misra, R.P. Stone, M. Kan, R.J. Fruehan. Hydrogen and nitrogen pickup from ladle additions. March 2006. Iron and Steel Technology, 3(3):236-245.
2. Richard J. Fruehan, Siddhartha Misra. Hydrogen and Nitrogen Control in Ladle and Casting Operations. January 2005. Iron and Steel Technology, 1(4). DOI: https://doi.org/10.2172/840933.
3. Shan Yu, Jyrki Miettinen, Lei Shao, Seppo Louhenkilpi. Mathematical Modeling of Nitrogen Removal from the Vacuum Tank Degasser. October 2014. Steel Research International. 86(5). DOI: https://doi.org/10.1002/srin.201400093
4. Kaiyu Peng, Chang Liu, Lifeng Zhang, Yu Sun. Numerical Simulation of Decarburization Reaction with Oxygen Blowing During RH Refining Process. April 2022. Metallurgical and Materials Transactions B. DOI: https://doi.org/10.1007/s11663-022-02519-0
5. Epstein, H., Chipman, J. & Grant, N.J. Hydrogen in steelmaking practice. JOM 9, 597–608 (1957). https://doi.org/10.1007/BF03397917. Published 23 November 2017. DOI https://doi.org/10.1007/BF03397917
6. W. Derda, Jerzy Siwka, Cz. Nowosielski. Controlling of the nitrogen content during EAF - Technology and continuous casting of steel. January 2008. Archives of Metallurgy and Materials. 53(2):523-529.
7. Dongping Zhan, Jiaxi Wang, Luoyi Huang, Huishu Zhang. Effect of Slag Compositions on Change Behavior of Nitrogen in Molten Steel. May 2022. Metals - Open Access Metallurgy Journal. 12(5):846. DOI: https://doi.org/10.3390/met12050846
8. Gaye H. Inclusion formation in steels. In: Cramb A, ed. The making, shaping and treating of steel, casting volume. 11th ed. Chap. 3. Pittsburgh: AIST; 2003.
9. Hino M, Ito K. Thermodynamic data for steelmaking. In: The 19th Committee for Steelmaking; 2010; Tohoku. Sendai: Tohoku University Press; 2010.
10. Kimihisa Ito, R. J. Fruehan. Thermodynamics of nitrogen in CaO-SiO2-AI2O3 slags and its reaction with Fe-Csat. Melts. June 1988. Metallurgical and Materials Transactions B. 19(3):419-425. DOI: https://doi.org/10.1007/BF026577390
11. Fumihiko Tamura, Hideaki Suito. Thermodynamics of oxygen and nitrogen in liquid iron equilibrated with CaO SiO 2 Al 2 O 3 slags. February 1993Metallurgical and Materials Transactions B 24(1):121-130. DOI: https://doi.org/10.1007/BF02657878.
12. Glueckauf E, Kitt GP. The hydrogen content of atmospheric air at ground level. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society. 1957;83(358):522-528.
13. Epstein H, Chipman J, Grant NJ. Hydrogen in steelmaking practice. JOM. 1957;9(4):597-608.
14. Kerlie WL, Richards JH. Origin and elimination of hydrogen in basic open-hearth steels. JOM. 1957;9(12):1541-1548.
15. Яковлев Ю. Н., Величко А. Г., Камкина Л. В. Динамическая модель окисления углерда при вакуумной обработке стали в ковшах.// Вестник ПГТУ.- Вып.№ 7. Мариуполь – ПГТУ, 2000ю – С. 45-50.
16. Яковлев Ю.Н., Камкина Л.В. Математическая модель обезуглероживания жидкой стали с учетом микро- и макропереноса // Вестник приазовского государственного технического университета. – Вып. № 7. Мариуполь. – ПГТУ, 1999. –С. 63–71
17. Яковлев Ю.Н., Величко А. Г., Камкина Л.В. Математическая модель окисления углерода при вакуумной обработке стали в ковшах. // Вестник Приазовского государственного технического университета. – Вып. № 10 – 2000. Мариуполь. –ПГТУ, 2000. – С. 45 – 52.
18. Морозов А. Н. Водень та азот у сталі. Металургіздат, 1950.; Чуйко Н. М. Азот в твердій і рідкій електросталі. Теорія та практика металургії, 1936 № 4, с. 55-72.
19. I. V. Golub, Yu. N. Yakovlev, and L. V. Kamkina, “Behavior of Nitrogen during the Solidification of a Continuously Cast Bar,” Metallurgicheskaya i Gornorudnaya Promyshlennoct’, No. 7, 221–224 (2006).
20. Chen Zhiping and Dong Hanju, “Study on Nitrogen Increasing from Steelmaking to Continuous Casting at Baosteel Meishan,” in Proceedings of the 5th European Oxygen Steelmaking Conference, Aachen, Germany (Stahleisen GmbH, Aachen 2006), pp. 86–90.

21. P.-S. Bringhenti Lascosqui, F.-J. Saraiva Rodrigues, M.-A. Castro Barcellos. New developments in the production of ultra low carbon steel for automotive applications at CST Arcelor Brasil. February 2007Revue de Métallurgie 104(2):67-71. DOI: https://doi.org/10.1051/metal:2007131
22. Taishi Matsushita, Ilja Belov, Dimitrios Siafakas, Anders E. W. Jarfors. Interfacial phenomena between molten iron and molten slag–Effect of nitrogen on the Marangoni convection. May 2021Journal of Materials Science. 56(13):1-12. DOI: https://doi.org/10.1007/s10853-020-05730-z
23. Ryo Inoue, Hideaki Suito. Thermodynamics of O, N and S in liquid Fe equilibrated with CaO-Al2O3-MgO slags. April 1994Metallurgical and Materials Transactions B 25(2). DOI: https://doi.org/10.1007/BF02665206
24. John Provis, Jannie S J Van Deventer. Reaction Engineering in Metallurgical Processing. October 2009. DOI: https://doi.org/10.1002/14356007.n22_n01. In book: Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry
25. Mansour Soltanieh, Yousef Payandeh. Relationship between Oxygen Chemical Potential and Steel cleanliness. September 2005. Journal of Iron and Steel Research International 12(5):28-34. https://www.researchgate.net/publication/235914455_Relationship_between_Oxygen_Chemical_Potential_and_Steel_cleanliness

Reference

1. *Siddhartha Misra, R.P. Stone, M. Kan, R.J. Fruehan. Hydrogen and nitrogen pickup from ladle additions. March 2006. Iron and Steel Technology, 3(3):236-245.*
2. *Richard J. Fruehan, Siddhartha Misra. Hydrogen and Nitrogen Control in Ladle and Casting Operatio.-s. January 2005. Iron and Steel Technology, 1(4). DOI: https://doi.org/10.2172/840933.*
3. *Shan Yu, Jyrki Miettinen, Lei Shao, Seppo Louhenkilpi. Mathematical Modeling of Nitrogen Removal from the Vacuum Tank Degasser. October 2014. Steel Research International. 86(5). DOI: https://doi.org/10.1002/srin.201400093*
4. *Kaiyu Peng, Chang Liu, Lifeng Zhang, Yu Sun. Numerical Simulation of Decarburization Reaction with Oxygen Blowing During RH Refining Process. April 2022. Metallurgical and Materials Transactions B. DOI: https://doi.org/10.1007/s11663-022-02519-0*
5. *Epstein, H., Chipman, J. & Grant, N.J. Hydrogen in steelmaking practice. JOM 9, 597–608 (1957). https://doi.org/10.1007/BF03397917. Published 23 November 2017. DOI https://doi.org/10.1007/BF03397917*
6. *W. Derda, Jerzy Siwka, Cz. Nowosielski. Controlling of the nitrogen content during EAF - Technology and continuous casting of steel. January 2008. Archives of Metallurgy and Materials. 53(2):523-529.*
7. *Dongping Zhan, Jiaxi Wang, Luoyi Huang, Huishu Zhang. Effect of Slag Compositions on Change Behavior of Nitrogen in Molten Steel. May 2022. Metals - Open Access Metallurgy Journal. 12(5):846. DOI: https://doi.org/10.3390/met12050846*
8. *Gaye H. Inclusion formation in steels. In: Cramb A, ed. The making, shaping and treating of steel, casting volume. 11th ed. Chap. 3. Pittsburgh: AIST; 2003.*
9. *Hino M, Ito K. Thermodynamic data for steelmaking. In: The 19th Committee for Steelmaking; 2010; Tohoku. Sendai: Tohoku University Press; 2010.*
10. *Kimihisa Ito, R. J. Fruehan. Thermodynamics of nitrogen in CaO-SiO2-AI2O3 slags and its reaction with Fe-Csat. Melts. June 1988. Metallurgical and Materials Transactions B. 19(3):419-425. DOI: https://doi.org/10.1007/BF026577390*
11. *Fumihiko Tamura, Hideaki Suito. Thermodynamics of oxygen and nitrogen in liquid iron equilibrated with CaO SiO 2 Al 2 O 3 slags. February 1993Metallurgical and Materials Transactions B 24(1):121-130. DOI: https://doi.org/10.1007/BF02657878.*
12. *Glueckauf E, Kitt GP. The hydrogen content of atmospheric air at ground level. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society. 1957;83(358):522-528.*
13. *Epstein H, Chipman J, Grant NJ. Hydrogen in steelmaking practice. JOM. 1957;9(4):597-608.*
14. *Kerlie WL, Richards JH. Origin and elimination of hydrogen in basic open-hearth steels. JOM. 1957;9(12):1541-1548.*
15. *Iakovlev Yu. N., Velychko A. H., Kamkyna L. V. Dynamycheskaia model okyslenyia uhlerda pry va-kuumnoi obrabotke staly v kovshakh.// Vestnyk PHTU.- Vыp.№ 7. Maryupol – PHTU, 2000iu – S. 45-50.*
16. *Iakovlev Yu.N., Kamkyna L.V. Matematycheskaia model obezuhlerozhyvanyia zhydkoi staly s uche-tom mykro- y makroperenosa // Vestnyk pryazovskoho hosudarstvennoho tekhnycheskoho unyversy-teta. – Vыp. № 7. Maryupol. – PHTU, 1999. –S. 63–71*
17. *Iakovlev Yu.N., Velychko A. H., Kamkyna L.V. Matematycheskaia model okyslenyia uhleroda pry vakuumnoi obrabotke staly v kovshakh. // Vestnyk Pryazovskoho hosudarstvennoho tekhnycheskoho unyversyteta. – Vыp. № 10 – 2000. Maryupol. –PHTU, 2000. – S. 45 – 52.*
18. *Morozov A. N. Voden ta azot u stali. Metalurhizdat, 1950.; Chuiko N. M. Azot v tverdii i ridkii elektrostali. Teoriia ta praktyka metalurhii, 1936 № 4, s. 55-72.*

19. *I. V. Golub, Yu. N. Yakovlev, and L. V. Kamkina, "Behavior of Nitrogen during the Solidification of a Continuously Cast Bar," Metallurgicheskaya i Gornorudnaya Promyshlennoct, No. 7, 221–224 (2006).*
20. *Chen Zhiping and Dong Hanju, "Study on Nitrogen Increasing from Steelmaking to Continuous Casting at Baosteel Meishan," in Proceedings of the 5th European Oxygen Steelmaking Conference, Aachen, Germany (Stahleisen GmbH, Aachen 2006), pp. 86–90.*
21. *P.-S. Bringhenti Lascosqui, F.-J. Saraiva Rodrigues, M.-A. Castro Barcellos. New developments in the production of ultra low carbon steel for automotive applications at CST Arcelor Brasil. February 2007Revue de Métallurgie 104(2):67-71. DOI: https://doi.org/10.1051/metal:2007131*
22. *Taishi Matsushita, Ilja Belov, Dimitrios Siafakas, Anders E. W. Jarfors. Interfacial phenomena between molten iron and molten slag–Effect of nitrogen on the Marangoni convection. May 2021Journal of Materials Science. 56(13):1-12. DOI: https://doi.org/10.1007/s10853-020-05730-z*
23. *Ryo Inoue, Hideaki Suito. Thermodynamics of O, N and S in liquid Fe equilibrated with CaO-Al2O3-MgO slags. April 1994Metallurgical and Materials Transactions B 25(2). DOI: https://doi.org/10.1007/BF02665206*
24. *John Provis, Jannie S J Van Deventer. Reaction Engineering in Metallurgical Processing. October 2009. DOI: https://doi.org/10.1002/14356007.n22_n01. In book: Ullmanns Encyclopedia of Industrial Chemistry*
25. *Mansour Soltanieh, Yousef Payandeh. Relationship between Oxygen Chemical Potential and Steel cleanliness. September 2005. Journal of Iron and Steel Research International 12(5):28-34. https://www.researchgate.net/publication/235914455_Relationship_between_Oxygen_Chemical_Potential_and_Steel_cleanliness*

УДК 669.18.02.03 https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.06

Величко О.Г., Аллакх Сингх, Величко К.О.

Технологічні особливості виплавки корозійностйкої сталі на проблемній металошихті

Velichko O., Allah Singh, Velichko K.

Technological features of smelting of corrosion-resistant steel on problematic metal charge

Анотація. Мета роботи. Удосконалення технології виплавки корозійностійкої сталі дуплекс-процесом IF-GOR, в т.ч. на проблемній метало-шихті. Метод дослідження. Компанією KVS (Kashi Vishwanath Steels Pvt.Ltd.), Індія, спільно з Національною металургійною академією України та підприємством «Газокисневі технології» удосконалено, та реалізований процес на 20т агрегаті GOR.

Результати дослідження. Двостадійна технологія в агрегаті GOR до-зволяла на першій стадії провести видалення фосфору, а на другий рафінування та легування розплаву. Технологія IF-GOR дозволяє виплавляти коро-зійностійку сталь, використовуючи як «чисту» шихту, так і розбавляючи її брухтом корозійностійкої сталі. Економіка процесу при цьому визначається балансом вартості ферохрому, нікелю, марганцю з одного боку та ринковою вартістю брухту корозійностійкої сталі з іншого. У всіх випадках забезпечується позитивна економіка виплавки корозійностійкої сталі дуплекс-процесом IF-GOR на проблемній металошихті

Ключові слова: дуплекс-процес, проблемна металошихта, корозійностійка сталь, економія ферохрому, нікелю.

Abstract. The purpose of the work. Improving the technology of smelting corrosion-resistant steel by duplex process IF-GOR, including on the problematic metal charge. Research method. KVS (Kashi Vishwanath Steels Pvt.Ltd.), India, together with the National Metallurgical Academy of Ukraine and the company "Oxygen Technologies" has improved and implemented a process for 20 tons of GOR unit.

Results of the research. The two-stage technology in the GOR unit allowed the removal of phosphorus in the first stage and refining and doping of the melt in the second stage. The IF-GOR technology allows to smelt corrosion-resistant steel, using both "pure" charge, and diluting it with scrap of corrosion-resistant steel. The economics of the process is determined by the balance of the cost of ferrochrome, nickel, manganese on the one hand and the market value of scrap corrosion-resistant steel on the other. In all cases, a positive economy of smelting corrosion-resistant steel by duplex process IF-GOR on the problem metal charge

Key words: duplex process, problematic metal charge, corrosion-resistant steel, economy of ferrochrome, nickel.

Вступ. Шихтові металеві матеріали, що використовуються в Індії для виплавки сталі в індукційних печах (IF) характеризуються насамперед високими вмістами фосфору та сірки (Таблиця1). Проблемна за шкідливими домішками металошихта, без рафінувальних операцій в IF, задає підвищений вміст фосфору (до 0,09%) і сірки (до 0,05%) у сталі, що виплавляється. Ці проблеми носять загальний характер для виробників сталі в IF і виключають можливість використання IF для виплавки якісної сталі і для виплавки корозійностійких сталей.

Таблиця 1. Характерний склад металошихти

	Fe, %	C, %	S, %	P, %	Si, %	Mn, %	FeO, %	SiO_2, %
Sponge	75-78	0.1-0.25	0.035-0.060	0.06-0.11	-	-	до 13	до 12
Брухт вуглецевих сталей	97-99.6	0.08-0.32	0.03-0.06	0.03-0.09	0.1-0.6	0.8-1.6	-	-
Брухт чавуну	93-94	2.8-3.5	0.05-0.08	0.03-0.06	1.0-2.0	0.3-0.8	-	-

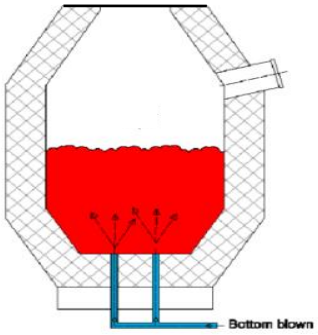
Разом з тим інтерес індійського ринку до продукції з корозійностійких сталей досить високий і технологічні рішення, пов'язані з виробництвом корозійностійких сталей на проблемній металошихті є актуальними.

Компанія KVS (Kashi Vishwanath Steels Pvt.Ltd.), Індія, спільно з Національною металургійною академією України та підприємством «Газокисневі технології» (Україна) вирішувала завдання виплавки корозійностійкої сталі на проблемній металошихті з нормативними вмістами в ній, хрому, марганцю, марганцю. фосфору та сірки.

В основі розробленої технології рафінувальні процеси в агрегаті газокисневого рафінування (GOR), який в Україні та КНР застосовують для виплавки корозійностійких сталей [1-3]. Схема конвертерного агрегату GOR представлена на рис.1.

Величко Олександр Григорович – д.т.н., проф. НМетАУ, Аллакх Сингх - НМетАУ
Величко К.О.НМетАУ

Velichko Oleksandr – d.t.s. NmetAU
Allah Singh - NmetAU
Velichko K.O. NmetAU



O_2, CH_4, Ar, N_2

Рис. 1. Схема конвертерного агрегата GOR

Зазвичай у парі з конвертером GOR працюють індукційна піч (IF) або дугова електропіч (EAF), які забезпечують розплавлення металошихти.

У конвертері GOR проводять легування, зневуглецювання, десульфурацію, розкислення та дегазацію сталі.

Розроблена технологія виплавки корозійностійкої сталі на проблемній металошихті також передбачала проведення операцій дуплексом процесом IF-GOR (рис.2). При цьому в агрегаті GOR виплавку ведуть у дві стадії. На першій стадії розплавлену в IF проблемну металошихту рафінують з метою видалення фосфору. На другій проводять рафінування розплаву з метою отримання заданого хімічного складу корозійностійкої сталі.

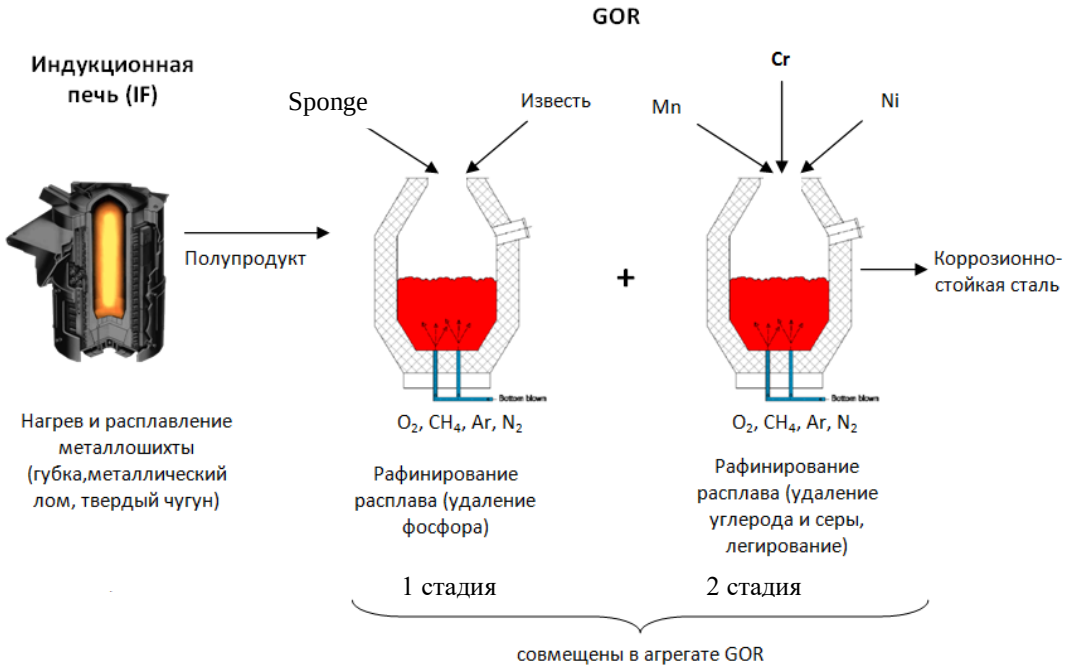


Рис. 2. Технологічна схема виробництва корозійностійкої сталі з використанням агрегату GOR

Основні операції в агрегаті GOR за технологічною схемою виплавки корозійностійкої сталі з використанням проблемної металошихти з індукційної печі наведено на рис.3.

На початку, в агрегат GOR завантажували вапно (I на рис.3) і зливали напівпродукт з індукційної печі (II). Розплав продували киснем (III) з метою видалення хрому, який переходив у метал із футерування конвертера GOR. Насичення футерування хромом проходило на попередній плавці. Після переходу хрому з металу в шлак, останній скачували (IV), конвертер повертали у вертикальне положення та завантажували вапно та Sponge (V).

На відміну від загальноприйнятих уявлень про видалення фосфору в кінці продування при донній подачі кисню в конвертері [5], завдяки спеціальним технологічним прийомам - застосування окалини і твердого Sponge, що містить FeO, окислення фосфору успішно проводили в (VI) періоді (рис.3).

При високих концентраціях FeO у цей період у шлаку та низьких температурах ванни дефосфорація протікала з утворенням трифосфату заліза $(FeO)3P_2O_5$ за наступними реакціями:

$$2[P] + 5(FeO) \rightarrow (P_2O_5) + 5[Fe] \quad (1)$$

$$(P_2O_5) + 3(FeO) \rightarrow (FeO)_3P_2O_5 \quad (2)$$

У міру розчинення вапна, крім реакцій (3-4), отримувала розвиток реакція (5). Сумарні вирази (6) та (7):

$$2[P] + 5(FeO) \leftrightarrows (P_2O_5) + 5[Fe] \quad (3)$$

$$(P_2O_5) + 3(FeO) \leftrightarrows (3FeO \cdot P_2O_5) \quad (4)$$

$$(3FeO\cdot P_2O_5)+4(CaO) \leftrightarrows (4CaO\cdot P_2O_5) + 3(FeO) \quad (5)$$

$$2[P] + 5(FeO) + 4CaO \leftrightarrows (4CaO\cdot P_2O_5) + 3[Fe] \quad (6)$$

и

$$2[P] + 5(FeO) + 3CaO \leftrightarrows (3CaO\cdot P_2O_5) + 5[Fe] \quad (7)$$

Таким чином, основна дефосфоруюча роль належить залізистому шлаку початкового періоду продування і вапняно-залізистому шлаку, що формується в міру розчинення вапна.

Високі вмісти FeO у шлаку початкового періоду сприяли швидкому наведенню вапняно-залізистого шлаку (CaO-FeO) та підвищенню його основності.

Холодний Sponge і вапно, що завантажуються перед продуванням, знижували температуру ванни, що сприятливо впливало на видалення фосфору на початку плавки.

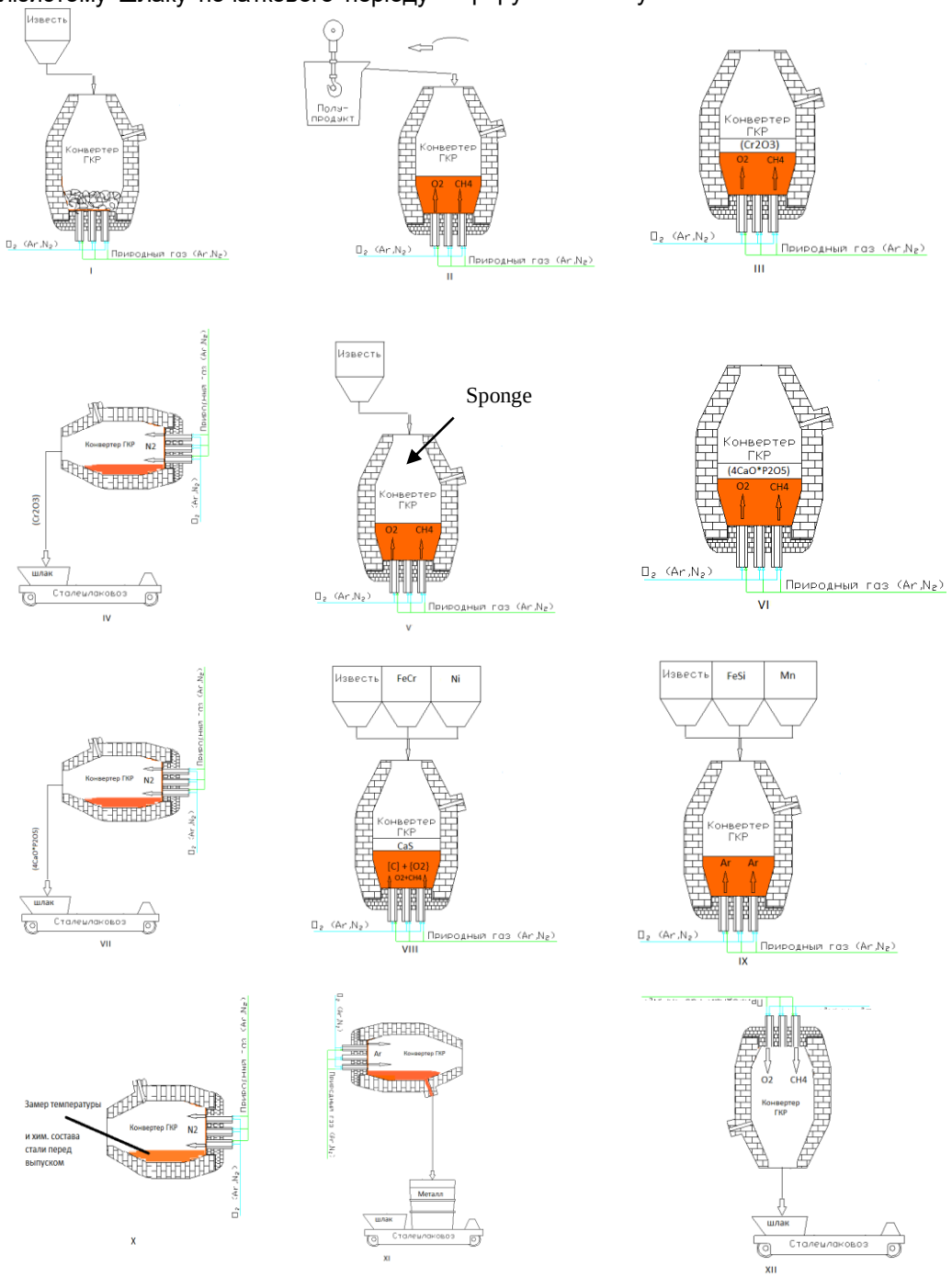


Рис.3. Виплавка корозійностійкої сталі в агрегаті GOR

Перша стадія: I – Завантаження в конвертер GOR вапна; II - Заливання рідкого напівпродукту, виплавленого в IF; III - Видалення хрому, що перейшов у ванну з футерування після попередньої плавки; IV - Завантаження хромвмісного шлаку; V – Додавання вапна та Sponge для проведення

дефосфорації; VI - Рафінування металу від фосфору; VII - Завантаження фосфоровмісного шлаку.

Друга стадія: VIII – Додавання FeCr, Ni, вапна; окисне продування; зневуглецювання; десульфурація; засвоєння легуючих; IX – Відновлення хрому із шлаку, легування марганцем, фінальне розкислення металу, легування металу перед випуском; X – Повалка конвертера для фінального вимірювання температури та визначення хімічного складу сталі перед випуском; XI – випуск готової сталі; XII - Злив кінцевого шлаку.

* По ходу плавки проводять повалки конвертера для відбору проби металу та виміру температури (2-3 рази).

Динаміка видалення фосфору наведено на рис.4.

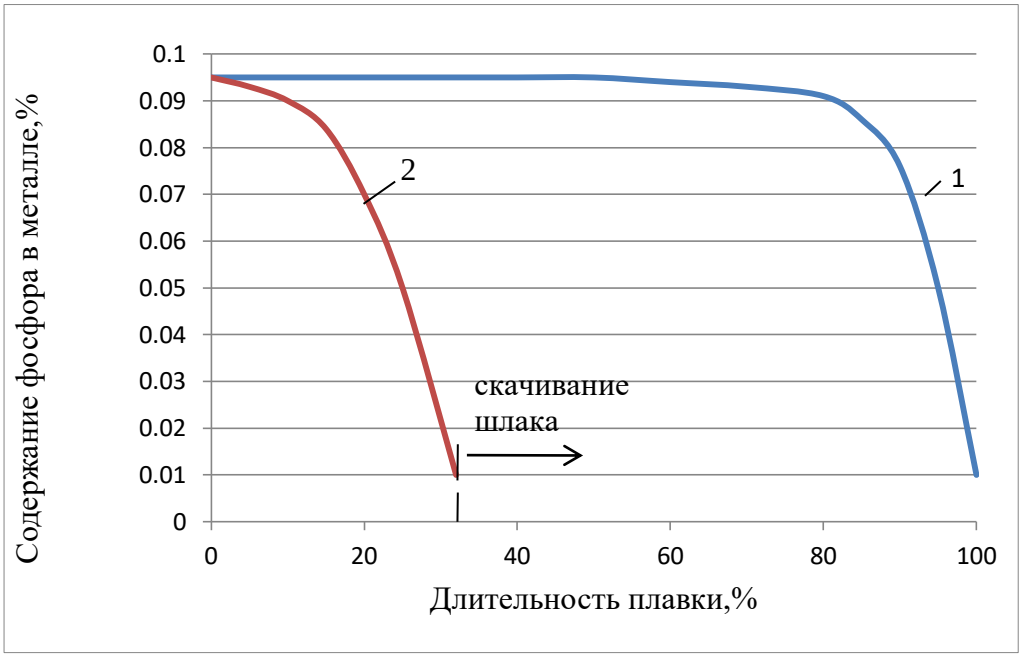


Рис. 4. Динаміка видалення фосфору (1 – при донній подачі кисню в конвертері, 2 – в агрегаті GOR)

Співвідношення концентрацій FeO і CaO в шлаку початкового періоду не може бути довільним і максимальний коефіцієнт розподілу $(P_2O_5)/[P]$ отримували підбором оксиду заліза (зі Sponge і окалиною брухту) і кількості завантажуваного вапна.

До кінця періоду дефосфорації вміст фосфору в розплаві знижувалося до 0,012-0,018% залежно від вихідних концентрацій фосфору в металошихті.

Саме в цей момент проводили скачування шлаку фосфорвмісного (VII на рис.3). Завантаження проводили максимально повно.

При пізнішому скочуванні шлаку спостерігали збільшення вмісту фосфору щодо мінімально отриманого у зв'язку зі зміщенням реакцій (4) і (5) вліво при зменшенні окисленості шлаку та підвищенні температури ванни.

Успішним видаленням фосфору завершувалася перша стадія продування в агрегаті GOR. Залишений у конвертері метал служив «чистою» металошихтою для подальшої виплавки корозійностійкої сталі.

На початку другої стадії в агрегат GOR завантажували (заливали) необхідну кількість ферохрому і нікелю, а для проведення десульфурації необхідну кількість вапна. Під час окислювального продування (VIII на рис.3) видаляли вуглець, формували високоосновний шлак, хром і нікель засвоювалися ванною. Наведення CaO–вмісного шлаку, створювало умови для успішного видалення сірки.

У відновлювальний період продування аргоном у конвертер завантажували феросиліцій, задану кількість марганцю (IX). Хром відновлювали із шлаку в метал, марганець засвоювався ванною. Після відбору проби на хімічний аналіз та виміру температури (X) конвертер повертали на 180^0 і проводили випуск корозійностійкої сталі через сталевипускний отвір (XI), а потім через горловину зливали шлак (XII).

У періоди I, II, III, V, VI, VIII ведуть продування киснем в оболонці природного газу, у IV, VII, X, IX ванну продувають аргоном та азотом.

Шихтування для виплавки «чистої» металошихти вели на конвертер з питомим обсягом 0,9-1 $м^3/т$. Такий високий питомий обсяг агрегату GOR пов'язаний з формуванням під час продування відносно більшої кількості високоосновного активного шлаку для успішної дефосфорації.

Завантаження (заливання) ферохрому, нікелю, марганцю супроводжувалося збільшенням ваги плавки на 25-30%, що призводило до зменшення питомого обсягу агрегату GOR до 0,7 $м^3/т$. Останнє не призводило до ускладнень під час плавки і допускалося технологією.

Це дозволяло максимально повно використовувати ємність агрегату GOR як для виплавки «чистої» металошихти, так і при виплавці корозійностійких сталей.

Технологія IF-GOR на «чистій» шихті реалізована при виплавці корозійностійкої сталі 08ХІ8Г8Н2Т.

При роботі на брухті корозійностійкої сталі марганцевої групи технологія IF-GOR передбачала розплавлення металобрухту в IF, коригування за хімічним складом сталі, зниження вмісту водню і неметалевих включень в агрегаті GOR.

Технологія IF-GOR дозволяє виплавляти корозійностійку сталь при будь-якому заданому співвідношенні в металозавалці «чистої» металошихти та металобрухту корозійностійкої сталі.

На рис.5 наведено зміну питомих витрат «чистої» шихти (брухту вуглецевої сталі в тому числі) та брухту корозійностійкої сталі при різному шихтуванні виплавки корозійностійкої сталі марганцевої групи. Питома витрата «чистої» шихти знижується в міру її розведення брухтом корозійностійкої сталі.

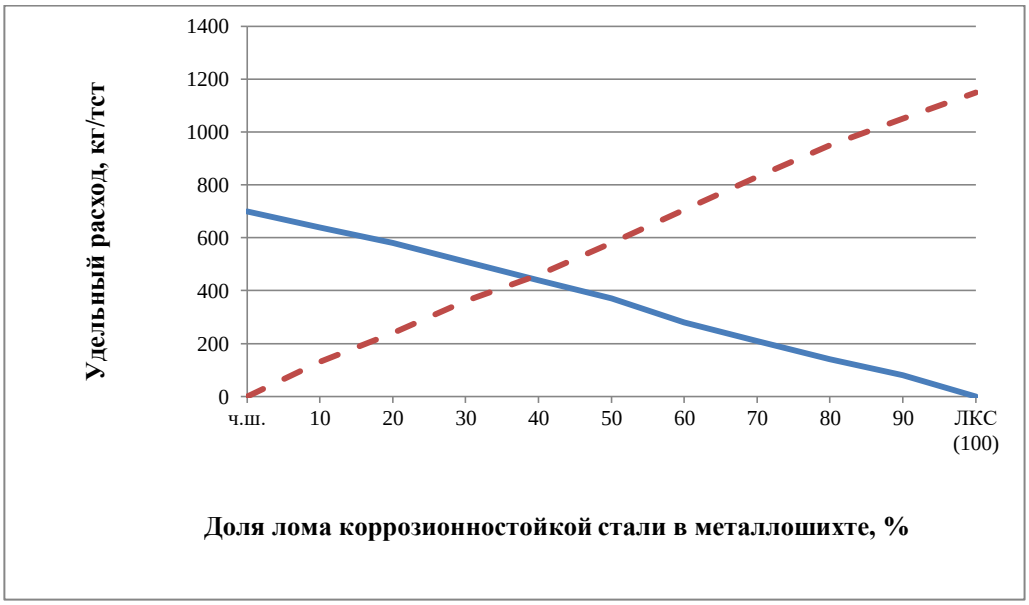


Рис.5 Питомі витрати брухту чорних металів (чиста шихта, ЧШ,–) та брухту корозійностійкої сталі (ЛКС, - - -) при різному шихтуванні виплавки корозійностійкої сталі марганцевої групи.

При цьому зменшуються питомі витрати ферохрому і феромарганцю, що вводяться (рис.6).

При використанні в металошихті металевого брухту корозійностійких сталей (групи 200) 1 кг брухту зменшує витрату ферохрому (FeCr 800) на 0,27 кг, нікелю на 0,021 кг та феромарганцю (FeMn 70) на 0,115 кг.

Економіка використання «чистої» шихти та металобрухту відповідної корозійностійкої сталі визначається балансом вартості FeCr, Ni, FeMn (або металевого марганцю) з одного боку та ринковою вартістю брухту корозійностійкої сталі з іншого боку.

Розрахунки собівартості виплавки сталі 08Х18Г8Н2Т дуплекс-процесом IF-GOR із застосуванням «чистої» шихти і при її розведенні брухтом корозійностійкої сталі (в умовах цін на металошихту в Індії) показали, що максимальна собівартість формується при виплавці корозійностійкої сталі. При переході на підшихтовку ломом корозійностійкої сталі собівартість виплавки знижується (рис. 7) і досягає мінімуму при роботі на металошихті з металобрухту корозійностійкої сталі.

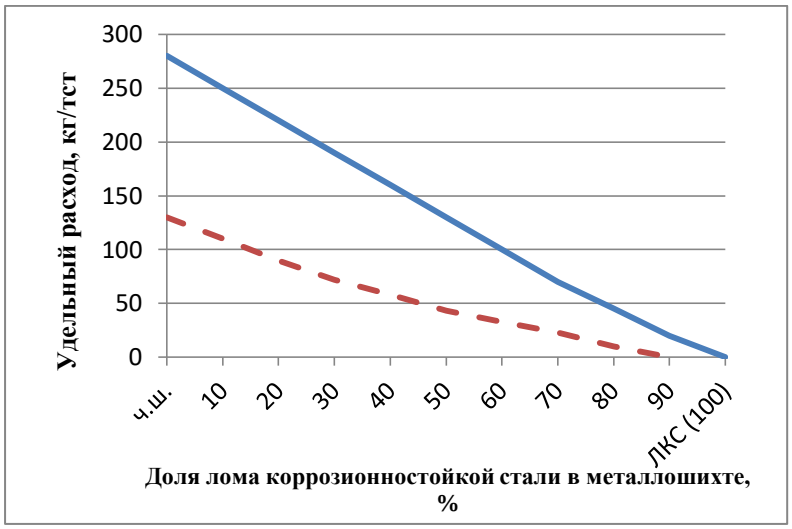


Рис.6 Питомі витрати ферохрому (−) та феромарганцю (- - -) при різному шихтуванні виплавки корозійностійкої сталі марганцевої групи

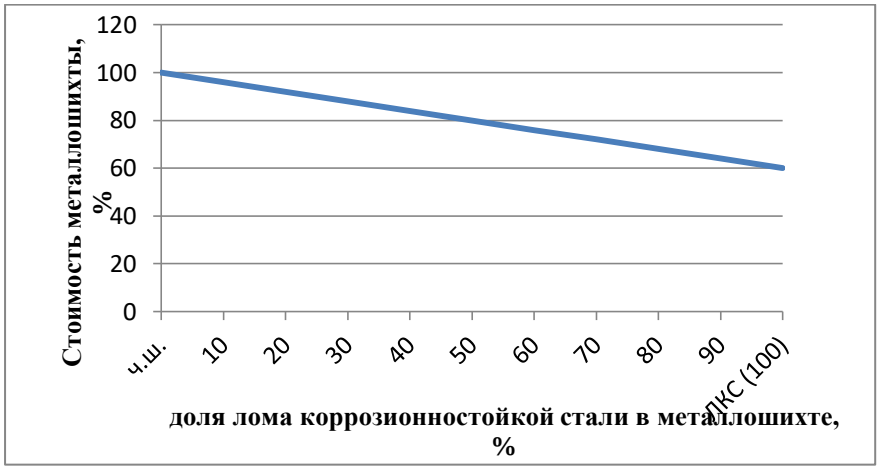


Рис.7. Зміна вартості металошихти за різним шихтуванням плавки: ч.ш – чиста шихта; лкс - брухт корозійностійкої сталі.

При цьому, навіть на чистій шихті та питомих витратах Ni (Н1) 22,3 кг/т, ферохрому 280,6 кг/т та феромарганцю 125,7 кг/т забезпечується позитивна економіка виплавки корозійностійкої сталі.

Висновки:

Компанією KVS (Kashi Vishwanath Steels Pvt.Ltd.), Індія, спільно з Національною металургійною академією України та підприємством «Газокисневі технології» удосконалено технологію виплавки корозійностійкої сталі дуплекс-процесом IF-GOR, в т.ч. на проблемній металошихті, та реалізований процес на 20т агрегаті GOR. Двостадійна технологія в агрегаті GOR дозволяла на першій стадії провести видалення фосфору, а на другий рафінування та легування розплаву.

Технологія IF-GOR дозволяє виплавляти корозійностійку сталь, використовуючи як «чисту» шихту, так і розбавляючи її брухтом корозійностійкої сталі. Економіка процесу при цьому визначається балансом вартості ферохрому, нікелю, марганцю з одного боку та ринковою вартістю брухту корозійностійкої сталі з іншого. У всіх випадках забезпечується позитивна економіка виплавки корозійностійкої сталі дуплекс-процесом IF-GOR на проблемній металошихті.

Бібліографічний опис

1. Величко А.Г. Газокислородное рафинирование — эффективная технология выплавки коррозионностойких сталей / Metallurgia va materialsiinasLigin problemlari, 2-ci Beynal xalq elmitexniki konfrans. Materiallari, 28-30 noyabr 2017, Az TU, Baki, Azarbaycan, c. 200-206;

2. Величко О.Г. Технології підвищення якості сталі / О.Г. Величко, О.М. Стоянов, Б.М. Бойченко, К.Г. Нізяєв // Підручник. — Дніпропетровськ: Середняк Т.К., 2016. — 196 с.;

3. Чень Пей Дунь. Модернизация конвертеров для выплавки коррозионностойких сталей на заводе компании Taishan Iron & Steel Co., Китай/ Чен Пей Дунь, Гао Женьмин, Жай Юйоу, Кристиан Брюкнер// Металлургическое производство и технология металлургических процессов. МРТ. 2014, №2; с.22. – 31.

4. Баптизманский В.И. Тепловая работа кислородных конвертеров / В.И. Баптизманский, Б.М. Бойченко, В.П. Черевко // М.,Металлургия, 1988, 174 с.;

5. Величко О.Г. Металургія сталі. Конвертерне виробництво: теорія, технологія, якість сталі, конструкція агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія. / О. Г. Величко, Б. М. Бойченко, П. С. Харлашин, М.Є. Нехаєв, М.М. Штода // Підручник. Видання друге перероблене і доповнене – Дніпропетровськ: РВА “Дніпро-ВАЛ”, 2015. – 434 с.;

Reference

1. Величко А.Г. Газокислородное рафинирование — эффективная технология выплавки коррозионностойких сталей / Metallurgia va materialsiinasLigin problemlari, 2-ci Beynal xalq elmitexniki konfrans. Materiallari, 28-30 noyabr 2017, Az TU, Baki, Azarbaycan, c. 200-206;

2. Величко О.Г. Технології підвищення якості сталі / О.Г. Величко, О.М. Стоянов, Б.М. Бойченко, К.Г. Нізяєв // Підручник. — Дніпропетровськ: Середняк Т.К., 2016. — 196 с.;

3. Чень Пей Дунь. Модернизация конвертеров для выплавки коррозионностойких сталей на заводе компании Taishan Iron & Steel Co., Китай/ Чен Пей Дунь, Гао Женьмин, Жай Юйоу, Кристиан Брюкнер// Металлургическое производство и технология металлургических процессов. МРТ. 2014, №2; с.22. – 31.

4. Баптизманский В.И. Тепловая работа кислородных конвертеров / В.И. Баптизманский, Б.М. Бойченко, В.П. Черевко // М.,Металлургия, 1988, 174 с.;

5. Величко О.Г. Металургія сталі. Конвертерне виробництво: теорія, технологія, якість сталі, конструкція агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія. / О. Г. Величко, Б. М. Бойченко, П. С. Харлашин, М.Є. Нехаєв, М.М. Штода // Підручник. Видання друге перероблене і доповнене – Дніпропетровськ: РВА “Дніпро-ВАЛ”, 2015. – 434 с.;

УДК 621.742.486

https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.07

Солоненко Л.І., Реп'ях С.І., Узлов К.І,. Іванова Л.Х

Склеювання рідким склом структурованих піщано-рідкоскляних сумішей

Solonenko L., Repiakh S., Uzlov K., Ivanova L.

Structured sand-sodium-silicate mixtures gluing with sodium silicate solute

Мета *– дослідження способу склеювання чистим рідким склом (РС) форм і стрижнів з структурованих піщано-рідкоскляних сумішей (ПРС), затвердіння якого здійснюють мікрохвильовим випромінюванням та розробка інженерної методики розрахунку мінімально припустимої міцності при розтягуванні клейового шва для структурованих сумішей.*

Методика*. В дослідженнях використовували кварцовий пісок марки 1К3О3016 та РС (ГОСТ 13078-81) з силікатним модулем 2,9 і питомою щільністю 1,44 г/см^3. Обробку зразків, що склеювали мікрохвильовим випромінюванням, проводили в печі мікрохвильового випромінювання з номінальною потужністю магнетрона 700 та 900 Вт і частотою випромінювання 2,45 ГГц. Міцність сумішей при розтягуванні визначали на приборі LRu-2e на зразках-вісімках.*

Результати*. Розроблено методику розрахунку мінімально допустимої міцності клейового з'єднання при розтягуванні, урахування величини якого під час розробки виготовлення ливарних форм та стрижнів дозволить забезпечити цілісність залитим розплавом формам і попередить зміщення або відрив стрижнів, встановлених в них. Встановлено, що рідке скло в чистому вигляді можна використовувати в якості клейового матеріалу, що затверджується в мікрохвильовому випромінюванні, для склеювання ПРС, структурованих паромікрохвильовим затвердінням (за ПМЗ-процесом). Не рекомендовано використовувати РС в чистому вигляді в якості клейового матеріалу, що затверджується в мікрохвильовому випромінюванні, для склеювання ПРС, структурованих тепловим сушінням.*

Наукова новизна*. Вперше встановлено явище одночасного переносу рідкого скла та кварцового піску, насиченого рідким склом, в структурованих піщано-рідкоскляних сумішах під час їх обробки паро-мікрохвильовим випромінюванням и виникнення нових капілярно-пористих структур з підвищеним вмістом в них силікату натрію.*

Практична значущість. *Методика розрахунку мінімально припустимої міцності клейового з'єднання при розтягуванні дозволить отримати практичні дані врахування яких при розробці технології виготовлення ливарних форм та стрижнів забезпечить цілісність форм при їх заливці розплавом і попередить зміщення або відрив стрижнів, встановлених в них, що в цілому покращить якість виливків. Використання чистого рідкого скла при виготовленні клейових з'єднань в ливарних формах та стрижнях, що виготовлені за ПМЗ-процесом, дозволить знизити собівартість виготовлення виливків за рахунок відмови від використання інших видів клею.*

Ключові слова*: рідке скло, мікрохвильове випромінювання, форма, стрижень, суміш, міцність, склеювання*

Purpose *– method of gluing with pure silicon silicate solute (SSS) molds and cores made of structured sand-sodium-silicate mixtures (SSSM) investigation, which solidification has been realized by microwave radiation, and engineering method for calculating the minimum admissible tensile strength of gluing joint for structured mixtures elaboration.*

Methodology. *Quartz sand grade 1K3O3016 and RS (GOST 13078-81) with silicate modulus of 2.9 and specific density of 1.44 g/cm^3 has been used in this study. Samples processing that were glued with microwave radiation have been carried out in microwave furnace with nominal magnetron power of 700 and 900W and radiation frequency of 2.45GHz.Mixtures tensile strength has been determined on LRu-2e device using figure-eight samples.*

Results*. Method for minimum admissible tensile strength of gluing joint calculating has been developed. Taking into account its value in casting molds and rods manufacturing development will ensure molten-filled molds integrity and prevent rods displacement or separation installed in them. It has been established that pure silicon silicate solute can be used as gluing material solidifying by microwave radiation for bonding SSSM structured by steam-microwave solidification process (SMS-process).It has not been recommended to use SSS in original form as gluing material solidified by microwave radiation for bonding SSSM structured by convection heat drying.*

Scientific originality. *For the first time, phenomenon of sodium silicate solute and quartz sand saturated with sodium silicate solute in structured SSSM simultaneous transfer during their treatment with steam-microwave radiation and new capillary-porous structures with sodium silicate increased content in them appearance have been established.*

Practical value. *Method for calculating the gluing joint minimum permissible strength under tension will allow to obtain practical data, taking into account which, when casting molds and rods manufacturing technology developing, will ensure molds integrity when they are filled with melt and prevent rods installed in themd is placement or separation. This will generally improve castings quality. Pure SSS applying in casting molds and rods made by SMS-process gluing joints manufacturing will reduce castings production cost due to eliminating of other gluetypes using.*

Keywords*: sodium silicate solute, microwave radiation, mold, rod, mixture, strength, gluing*

Вступ. При підготовці одноразових рознімних ливарних форм до заливання їх пів-форми скріплюють між собою скобами, болтами, вантажами певної маси, затискувачами і т.п., або, в разі безо-

Солоненко Людмила Ігорівна – к.т.н., доц. НМетАУ
Реп'ях Сергій Іванович – д.т.н.,проф. НМетАУ
Узлов Костянтин Іванович – д.т.н.,проф. НМетАУ
Іванова Людмила Харитонівна – д.т.н.,проф. НМетАУ

Solonenko Lydmila – c.t.s. NMetAU
Repiakh Sergei – d.t.s. NMetAU
Uzlov Kostiantyn - d.t.s. NmetAU
Ivanova Lydmila - d.t.s. NMetAU

почного формування, склеюють між собою [1]. У ливарних цехах склеювання використовують також при складанні стрижнів складної конфігурації, які виготовляють з окремих частин, а також для стрижнів консольного кріплення, які приклеюють стрижневим знаком до однієї з пів-форм щоб уникнути спливання стрижня, його зміщення при заливці або утримання навісу [2]. При формуванні в стрижнях окремо виготовлені стрижні також можуть склеювати між собою для попередження їх відносного зсуву при заливці зібраної форми розплавом або уходу розплаву з форми.

Як правило, основним компонентом будь-якого ливарного клею є тверда або рідка речовина, що полімеризується, тієї ж природи, що і сполучний матеріал виготовленої ливарної форми або стрижня. При цьому, застосовуваний клей повинен мати високу адгезійну здатність до поверхонь, що склеюють, забезпечити необхідну міцність склеювання, мати мінімальну гігроскопічність і газотвірність, невеликий час затвердіння, забезпечувати мінімальну зміну відстані між склеюваними поверхнями, бути недорогим, недефіцитним, нетоксичним і т.д. [3].

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. У ливарних цехах в якості клею для скріплення між собою пів-форм, стрижнів і т.п. використовують спеціальні напівріджі суміші або синтетичні смоли в чистому вигляді, які перед складанням форми наносять на сполучні між собою поверхні однієї або обох пів-форм. Зокрема синтетичну смолу використовують для склеювання оболонкових пів-форм з піщано-смоляних сумішей, для ливарних форм з водорозчинних зв'язуючих матеріалів в якості сполучного матеріалу використовують рідке скло (РС), лігносульфонат (ЛСТ), декстрин і т.п.

Недоліками клеїв на основі синтетичних смол є їх відносно тривалий затвердіння (30 ... 60 хв), необхідність застосування кислоти і відносно невисока міцність такого з'єднання на розрив (~ 0,5 МПа) [4].

Склади деяких ливарних клеїв для ливарних форм і стрижнів на сполучних матеріалах неорганічного походження, які готують безпосередньо в ливарних цехах, наведені в табл.1.

Таблиця 1

Склади ливарних клеїв для склеювання стрижнів і пів-форм [1, 3]

Склад	Масова доля, %	Склад	Масова доля, %
Вогнетривка глина Лігносульфонат Вода (понад 100%)	50 50 20	Пилоподібний кварц Лігносульфонат	50 50
Вогнетривка глина Декстрин Вода (понад 100%)	60 40 65	Тальк Рідке скло Кальцінована сода Асбест Вода	30-36 57-62 2,8-3,2 1,7-2,1 2,8-2,9

Як витікає з аналізу табл. 1 в числі склеювальної складової приведених композицій використовують і ЛСТ, і декстрин, і РС. Клеї з ЛСТ і декстрином не мають стабільних склеювальних властивостей, оскільки властивості самих склеювальних складових нестабільні як від партії до партії, так і в часі. Рідке скло - єднальний матеріал із стабільним складом і властивостями, що має високу адгезію по відношенню до кварцового піску, який у складі клею твердіє, як правило, шляхом дегідратації.

На сьогодні в ливарних цехах, як правило, форми і стрижні з ПРС не склеюють, хоча з цією метою в Україні пропонують централізовані вироблювані клеї марок Indeden 3, Specoll, Coretek 1, Coretek 22, Fixcor 33, клей для стрижнів Pulit Kernkleber PF, Gluecon 1000, Brikset Mortal і інші, що характеризуються обмеженим терміном придатності, рядом технологічних обмежень по застосуванню і відносно високою вартістю. Чисте РС для склеювання ливарних форм і стрижнів з ПРС в даний час не використовують. Причина цього – низька міцність клейового з'єднання, яка зумовлена оборотністю тверднення РС, відносно невисокою міцністю поверхневих шарів ПРС, що структуровані традиційними способами, характером розподілу РС по склеюваних поверхнях і так далі.

З викладеного виходить, що якщо, наприклад, межу міцності при розтягуванні суміші нижньої пів-форми позначити як $\sigma_{РН}$, а верхньої пів-форми – $\sigma_{РВ}$, клейового шва – $\sigma_{РШ}$, то для успішного заливання ливарної форми розплавом з точки зору попередження відходу з неї розплаву (по роз'єму форми) міцність клейового з'єднання має бути:

$$\left.\begin{aligned}\sigma_{РКС} &\geq \sigma_{РН}\\ \sigma_{РКС} &\geq \sigma_{РВ}\\ \sigma_{РКС} &\geq \sigma_{РШ}\end{aligned}\right\}, \qquad (1)$$

$$\sigma_{РКС} = \frac{M}{F_{КС}},$$

де М **–** мінімальна маса вантажу, яким необхідно навантажити ливарну форму щоб уникнути відходу з неї розплаву по її роз'єму, кг; $F_{КС}$ **–** загальна площа клейового шва між спареними пів-формами, м^2.

В разі не виконання хоч би однієї з умов (1) станеться порушення цілісності з'єднання форми і відхід з неї розплаву.

Практика склеювання ливарних форм і стержнів(ЛФС) свідчить, що клеї на основі РС забезпечують межу міцності з'єднання при розтягуванні – 0,49...1,1 МПа [5], на основі ЛСТ- 0,53...1,7 МПа [6, 7], на основі декстрину – 0,24...0,44 МПа [8].

Особливістю клеїв на основі РС, як і інших клеїв на водорозчинних єднальних речовинах, є їх відносно тривалий час твердіння. Скоротити цей час можливо за рахунок сушіння РС у складі клею в під дією мікрохвильового випромінювання [11]. Проте, даний спосіб склеювання і чисте РС як матеріал для спарювання окремих елементів ливарних форм і стрижнів, в ливарних цехах, в даний час, не використовують. Однією з причин цього – відсутність інформації про технологічні можливості і технології такого склеювання.

Мета і завдання досліджень. Метою роботи є дослідження способу склеювання чистим рідким склом форм і стрижнів з структурованих ПРС, затвердіння якого здійснюють мікрохвильовим випромінюванням та розробка інженерної методики розрахунку мінімально припустимої міцності при розтягуванні клейового шва для структурованих сумішей.

Завдання досліджень – встановити закономірності процесу склеювання структурованих ПРС рідким склом під дією мікрохвильового випромінювання, та вплив способу структурування ПРС на міцність клейового шва.

Матеріали та методи дослідження. В досліджені використовували кварцовий пісок марки 1К3О3016 та РС (ГОСТ 13078-81) з силікатним модулем 2,9 і питомою щільністю 1,44 г/см^3.

Обробку зразків, що склеювали мікрохвильовим випромінюванням, проводили в печі мікрохвильового випромінювання з номінальною потужністю магнетрона 700 та 900 Вт і частотою випромінювання 2,45 ГГц. Міцність сумішей при розтягуванні визначали на приборі LRu-2e на зразках-вісімках.

Для дослідження глибини проникнення РС через кордон склеюються виготовляли два зразка циліндричної форми з розмірами ∅50×30 мм з ПРС за способом ПМЗ [9], притирали їх поверхні і на одну з таких поверхонь наносили РС у вигляді смужки кільцевого типу, що схематично представлено на рис. 1.

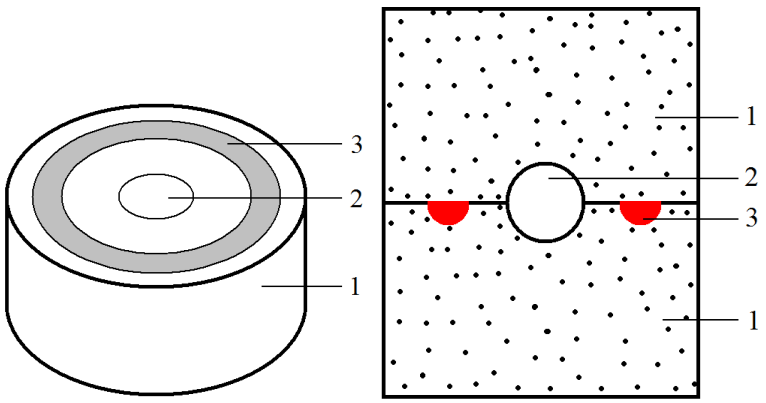


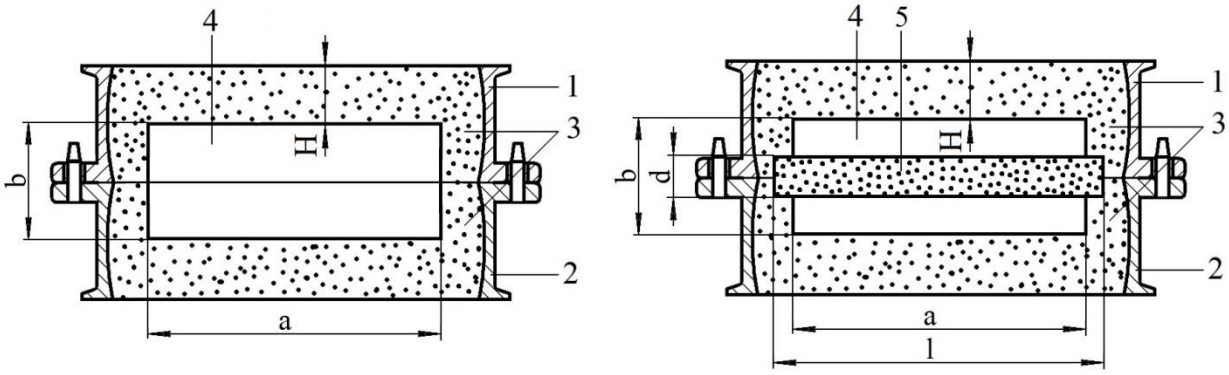
Рисунок 1– Схема нанесення РС на сполучається поверхню зразків структурованої ПРС (а) та сполучення двох зразків (б): 1 – зразок;
2 – газохідний канал між зразками; 3 – ділянка, що змочена (просочена) РС для склеювання

Після цього зразки співвісне встановлювали один на одного відповідно до схеми на рис. 1, б і в такому положенні встановлювали в центр обертового столу мікрохвильової печі [10]. Тривалість обробки зразків мікрохвильовим випромінюванням становила 2 хв. Після закінчення мікрохвильової обробки склеєні зразки розрізали уздовж їх вісі і візуально оцінювали структуру клейового шва. Глибину проникнення РС в області склеювання визначали шляхом виміру відстані від поверхонь, якими сполучаються зразки до зовнішнього кордону проникнення РС в структуру зразків, яка спостерігається по колірному відтінку їх поверхонь.

Результати досліджень. Масу вантажу (вантажів) для без стрижневих виливків простої конфігурації з урахуванням динамічного удару розплаву об верхню пів-форму розраховують за формулою [11]:

$$M = k \cdot (H \cdot F \cdot \rho_1^1 - Q), \qquad (2)$$

де k – коефіцієнт, що враховує динамічний удар розплаву при заливці о верхню пів-форму (k = 1,3...1,5); H – висота стовпа металу від рівня в ливниковій чаші до поверхні прикладання сили, м (див. рис. 2,а); F – площа горизонтальної проекції виливка на верхній пів-формі, м^2; ρ¦ – щільність рідкого металу в формі, кг/м^3; Q – маса верхньої півформи, кг.



а б

Рисунок 2 – Схема для розрахунку маси вантажу для без стрижневого виливка (а) і зі стрижнем в виливку (б): 1 – верхня опока; 2 – нижня опока; 3 – пів-форма; 4 – виливок; 5 – стрижень

Масу вантажу (вантажів) для виливків зі стрижнями з урахуванням динамічного удару розплаву, що заливають в форму, розраховують за формулою [12]:

$$M = k \cdot \left[\rho_{Me} \cdot H \cdot F + V_{cm} \cdot \left(\rho_1^1 - \rho_{cm}\right) - Q\right], \quad (3)$$

де V – об'єм тіла стрижня, м^3 (див. рис.2,б); $\rho_{ст}$ – уявна щільність суміші стрижня, кг/м^3.

Тим не менше, використання вантажів також має свої недоліки, основними з яких є неможливість або обмеженість використання вантажів для безопочних форм, порушення точності розмірів виливки, підвищення ймовірності появи засмічення в виливках і незручність заливання при близькому розташуванні вантажів до ливникової воронки і ін. Зокрема, якщо, наприклад, вантаж встановлюють на форму зі стрижнем (див. рис. 2, б), у якій H = 0,2 м, F = 1 м^2, V ст = 0,1 м^3, $\rho_{ст}$ = 1800 кг/м^3; Q = 100 кг, і заливають розплавом з питомою щільністю в рідкому стані ρ_1^1 = 8000 кг/м^3, то, відповідно до (4), прийнявши k = 1,5 маса вантажу повинна бути не менше 3180 кг.

За формулою (3) побудували номограму для визначення мінімально припустимої міцності клейового з'єднання для безопочних форм без стрижнів, яка представлена на рис. 3.

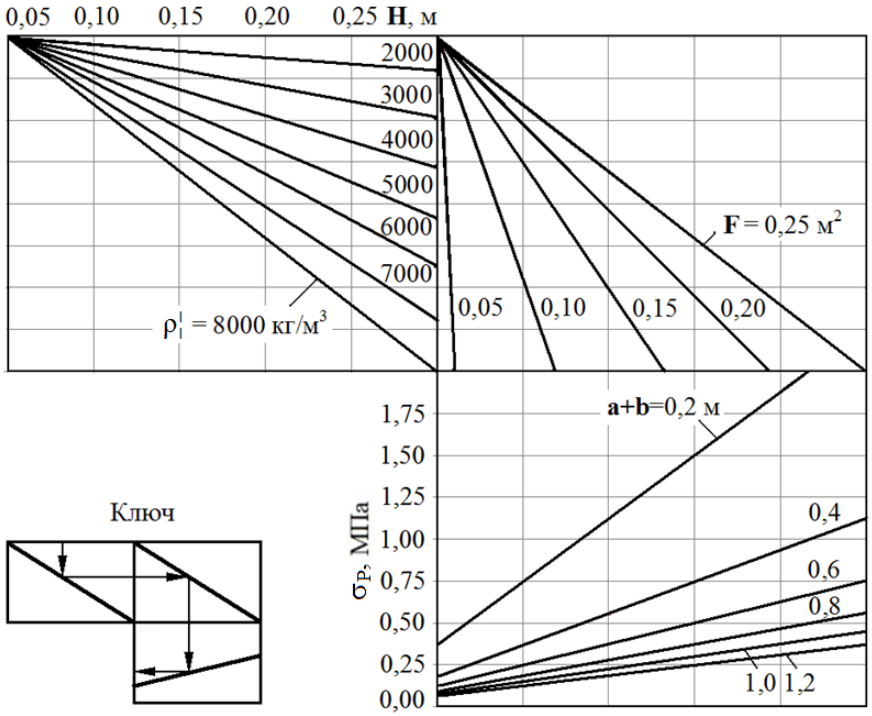


Рисунок 3 – Номограма для визначення мінімально припустимої міцності клейового з'єднання для ливарних безопочних форм, що не містять стрижнів [11]

Якщо в формі є стрижень, то, як видно з формули (3), необхідно до мінімальної міцності клейового з'єднання форми при розтягуванні додати мінімальну міцність клейового з'єднання і стрижня, що враховано при побудові номограми на рис. 4.

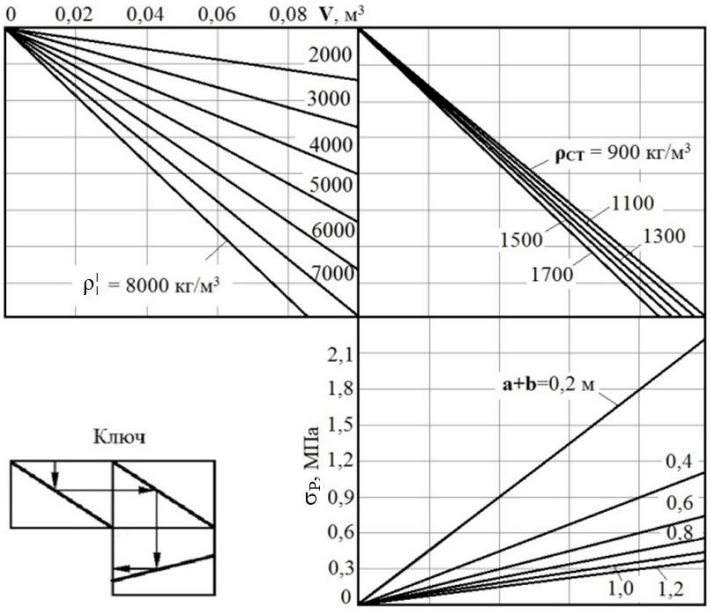


Рисунок 4 – Номограма для визначення мінімально припустимої міцності клейового з'єднання стрижня з поверхнею нижньої пів-форми [12]

Якщо міцність клейового з'єднання нижче мінімально припустимої міцності, то клейове з'єднання 3, що схематично представлене на рис. 5,а, наносять на поверхні ливарної форми 1, що сполучаються між собою, не прямими лініями, а зигзагоподібними, відповідно до схеми на рис. 5,б.

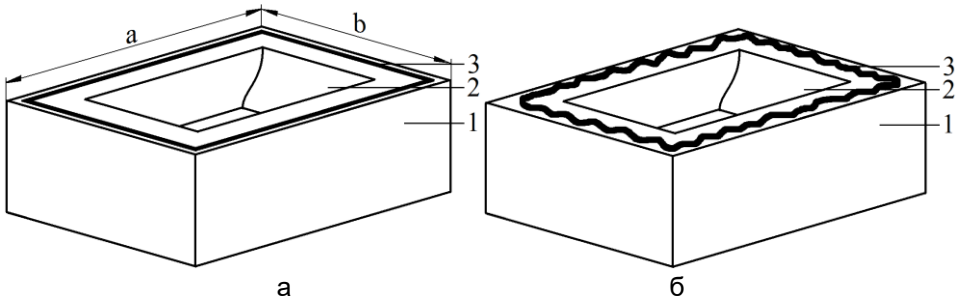


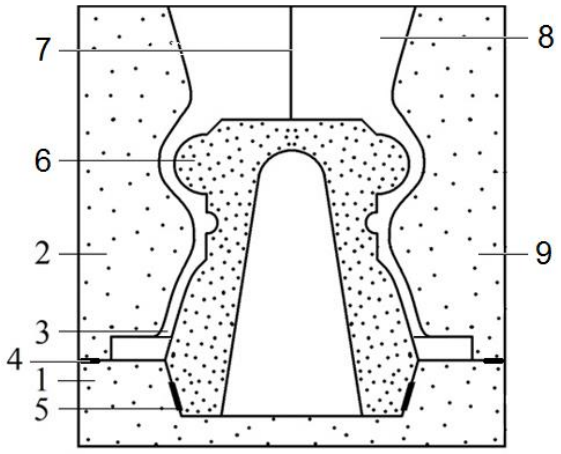
Рисунок 5 – Схема нанесення прямолінійного (а) і зиґзаґоподібного (б) клейового шва на сполучаються частини форми: 1 **–** пів-форма; 2 **–** робоча порожнина пів-форми; 3 **–** клейовий шов

В результаті такого нанесення РС на поверхню форми що сполучається, збільшується площа клейового з'єднання і, відповідно, його загальна міцність.

Слід зазначити, що нескінченна різноманітність конструкцій ливарних форм і їх робочих порожнин вимагає індивідуального підходу до вирішення завдання про міцність клейового з'єднання, що, наприклад, випливає зі схеми на рис. 6.

У відповідності зі схемою на рис. 6, ливарна форма складається з чотирьох частин **–** нижньої пів-форми 1, лівої 2 і правої 9 верхніх пів-форм, а також порожнистого стрижня 6. При цьому клейові з'єднання в формі розташовуються на поверхні сполучення нижньої пів-форми з верхніми 4, лівою і правою пів-формами 7 і знаковою частиною стрижня з нижньої пів-формою 5. Виходячи з цього, міцність клейового з'єднання 4 (див. рис. 6) слід розраховувати за формулою (3), міцність клейового з'єднання 7 слід розраховувати виходячи з величини метало статичного тиску на рівні клейового з'єднання 4, а міцність клейового з'єднання 5 слід розраховувати з використанням закону Архімеда, тобто підйомної сили, що діє на порожнистий стрижень з боку залитого в форму розплаву.

Ефект спінювання РС під дією мікрохвильового випромінювання можна успішно використовувати для склеювання стрижнів, виготовлених з матеріалів, які змочує вода або рідке скло. Таким прикладом є вид поверхонь склеювання ПРС на рис. 7, де представлені схема і вид поздовжнього розрізу стрижнів за місцем їх склеювання



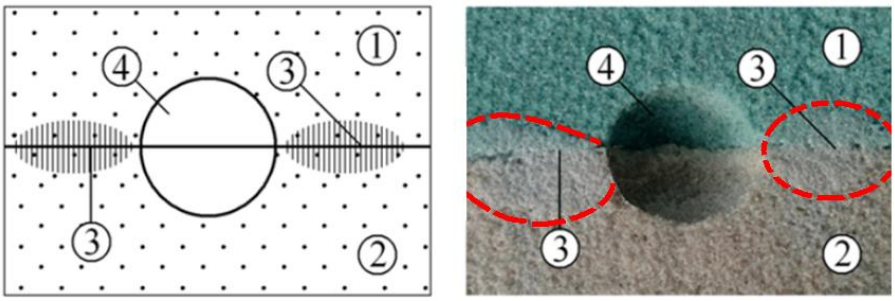
1 – нижня пів-форма; 2 – верхня ліва пів-форма; 3 – робоча порожнина форми; 4 – клейове з'єднання нижньої і верхніх пів-форм; 5 – клейове з'єднання стрижня з нижньою пів-формою; 6 – порожнистий стрижень;

7 – лінія вертикального сполучення верхніх пів-форм; 8 – ливникова воронка-надлив; 9 – верхня права пів-форма

Рисунок 6 – Схема ливарної форми зі стрижнем

.

а



б в

Рисунок 7 – Вид поверхонь склеювання стрижнів (а), схема (б) і вид (в) поздовжнього розрізу стрижнів за місцем їх склеювання: 1, 2 – стрижні;

3 – шов від склейки; 4 – стрижневий газохід

Відповідно до рис. 7, оскільки поверхня склеювання практично не має газопроникність, перед склеюванням на поверхнях, що склеювали механічно виконували газохідне поглиблення 4. Після цього на одну з цих поверхонь 1 крапельним методом наносили РС, з'єднували з відповідною поверхнею стрижня 2 і обробляли мікрохвильовим випромінюванням потужністю 9700 Вт протягом 2 хв. Схема і зовнішній вигляд поперечного перерізу стрижнів після їх склеювання під дією мікрохвильового випромінювання представлені, відповідно, на рис. 7, б, в.

За результатами механічних випробувань склеєних і цільних зразків, структурованих в результаті конвекційного сушіння при 150 ° С протягом 2 годин, встановлено, що міцність такого клейового шва на розрив ($\sigma_{рш}$), в 9,0 ... 9,4 раз нижча від аналогічної міцності самої суміші (σр), що випливає з даних табл. 2.

При цьому, глибина проникнення РС в стрижень з боку поверхонь що склеюють не перевищує 1 ... 2 зерен кварцового піску (до 1 мм). В той же час, міцність на розрив клейового шва в суміші, структурованої протягом 4 хвилин за ПМЗ-процесом, вище аналогічної міцності самої суміші (див. табл. 2), а глибина проникнення РС в стрижень з боку поверхонь що склеюють складає не менше 5 мм.

Обговорення результатів. Розроблена методика розрахунку заснована на використанні загальнонаукових методів узагальнення, зіставлення літературних даних і виробничого досвіду виготовлення лиття, що забезпечує розрахунковими за методикою даним достовірність і надійність в досягнення позитивного результату при їх використанні у виробництві виливків.

Таблиця 2

Міцність при розтягуванні ПРС клейового рідкоскляного шва після сушки мікрохвильовим випромінюванням потужністю 900 Вт протягом 2 хв

Вміст РС в суміші,% (за масою, понад 100% кварцового піску)	$\sigma_р$, МПа	$\sigma_{рш}$, МПа	$\sigma_р/\sigma_{рш}$
Стрижні структуровані конвекційним сушінням при 150 °С протягом 2 годин			
2	0,45±0,05	0,05±0,02	9,0
4	1,29±0,03	0,14±0,02	9,2
6	1,30±0,02	0,14±0,01	9,3
8	1,31±0,01	0,14±0,01	9,4
Стрижні структуровані за ПМЗ-процесом впродовж 4 хвилин			
0,5	0,34±0,01	≥0,34	≤1
1,5	0,71±0,02	≥0,71	≤1
2,5	1,00±0,05	≥1,00	≤1

Аналіз зображення на рис. 7, в показує, що використання РС в якості клею при його мікрохвильовій обробці в складі структурованої ПРС призводить до:

- розчинення в місці просочення стрижня РС манжет структурованих сумішей;
- нагрівання та спінення РС в капілярах суміші за рахунок випаровування водяної пари з доданого в суміш РС під час мікрохвильової обробки, яке супроводжується;
- частковим перенесенням РС (на глибину до 5 мм) водяною парою в прилеглий капілярно-пористий простір суміші;
- локальним переміщенням зерен суміші в області сполучених поверхонь під час руху спіненого РС;
- виникненням нових манжет з РС між сусідніми зернами піску;
- дегідратацією РС та видалення з суміші водяної пари;
- утворенням в місці склеювання стрижнів нових, загальних для них піщано-рідкоскляних структур з підвищеним вмістом силікату натрію.

При цьому, описаний у цій роботі спосіб склейки, не придатний для склеювання ПРС, структурованих в результаті їх теплового сушіння з підведенням тепла ззовні. Це пояснюється тим, що РС, нанесене на поверхню такої структурованої суміші проникає в неї, як і спінене мікрохвильовим випромінюванням РС, на малу (до 1 мм) глибину, що недостатньо для створення міцного клейового з'єднання тіл з таких сумішей.

Висновки. 1. Методика розрахунку мінімально припустимої міцності клейового з'єднання при розтягуванні дозволить отримати практичні дані врахування яких при розробці технології виготовлення ливарних форм та стрижнів забезпечить цілісність форм при їх заливці розплавом і попередить зміщення або відрив стрижнів, встановлених в них, що в цілому покращить якість виливків.

2. Рідке скло в чистому вигляді можна використовувати в якості клейового матеріалу, що затверджується в мікрохвильовому випромінюванні, для склеювання ПРС, структурованих за ПМЗ-процесом.

3. Не рекомендовано використовувати РС в чистому вигляді в якості клейового матеріалу, що затверджується в мікрохвильовому випромінюванні, для склеювання ПРС, структурованих тепловим сушінням.

Бібліографічний опис

1. Степанов Ю.А., Семенов В.И. Формовочные материалы. М.: Машиностроение, 1969. 57 с.
2. Емельянов А.П. Технология литейной формы. М.: Машиностроение, 1979. 240 с.
3. Голотенков О.Н. Формовочные материалы. Пенза: Изд-во Пенз. гос. ун-та, 2004. 164 с.
4. Клей: а.с. 1227642 СССР: МПК С09J3/16. № 3851465/23-05; заявл. 04.02.85; опубл. 30.04.86, Бюл № 16. 2 с.
5. Клей для литейных стержнем: а.с. 1454940 СССР: МПК В22 С3/00. № 4192753/31-02; заявл. 09.02.87; опубл. 23.09.88, Бюл. № 35. 3 с.
6. Клеевая композиция для литейных форм и стержней: а.с. 1523566 СССР: МПК С09 J3/23, В22 С3/00. № 4330772/23-05; заявл. 20.11.87; опубл. 23.11.89, Бюл. № 43. 2 с.
7. Клей для литейных форм и стержней: а.с. 1388186 СССР: МПК В22 С3/00. № 4130959/23-02; заявл. 08.10.86; опубл. 15.04.88, Бюл. № 14. 2 с.
8. Клей для литейных форм и стержней: а.с. 710744 СССР: МПК В22 С3/00. № 2372780/22-02; заявл. 16.07.78; опубл. 25.01.80, Бюл. № 3. 3 с.
9. Спосіб виготовлення ливарних форм і стрижнів з рідкоскляної суміші: пат. 122538 Україна: МПК В22С 9/10, 9/12. № а 201901350; заявл. 11.02.2019; опубл. 25.11.2020, Бюл. № 22. 7с.
10. Спосіб виготовлення ливарних форм і стрижнів з рідкоскляних сумішей: пат. 123068 Україна: МПК В22С 9/10, 9/12. № а 201901348; заявл. 11.02.2019; опубл. 10.02.2021, Бюл. № 6. 3 с.

11. Солоненко Л.И., Репях С.И., Усенко Р.В., Бежанова А.Н. Склеивание безопочных полуформ для производства бесстержневых отливок. *Нові матеріали і технології в машинобудуванні*: *матеріали XII Міжнародної науково-технічної конференції (Київ, 28-29 квітня. 2020)*. Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2020. С. 114-116.
12. Солоненко Л.И., Репях С.И., Белый А.П., Гуцу Т.А. Расчет минимально-допустимой прочности клеевых соединений литейных стержнем. *Литво. Металургія. 2020*: *Матеріали XVI Міжнародної науково-практичної конференції (8-10 вересня 2020 р., м. Запоріжжя)*. Запоріжжя, АА Тандем, 2020. С. 140-142.

Reference

1. Stepanov Yu.A., Semenov V.Y. Formovochnыe materyalы. M.: Mashynostroenye, 1969. 57 s.
2. Emelianov A.P. Tekhnolohyia lyteinoi formы. M.: Mashynostroenye, 1979. 240 s.
3. Holotenkov O.N. Formovochnыe materyalы. Penza: Yzd-vo Penz. hos. un-ta, 2004. 164 s.
4. Klei: a.s. 1227642 SSSR: MPK S09J3/16. № 3851465/23-05; zaiavl. 04.02.85; opubl. 30.04.86, Biul № 16. 2 s.
5. Klei dlia lyteinыkh sterzhnem: a.s. 1454940 SSSR: MPK V22 S3/00. № 4192753/31-02; zaiavl. 09.02.87; opubl. 23.09.88, Biul. № 35. 3 s.
6. Kleevaia kompozytsyia dlia lyteinыkh form y sterzhnei: a.s. 1523566 SSSR: MPK S09 J3/23, V22 S3/00. № 4330772/23-05; zaiavl. 20.11.87; opubl. 23.11.89, Biul. № 43. 2 s.
7. Klei dlia lyteinыkh form y sterzhnei: a.s. 1388186 SSSR: MPK V22 S3/00. № 4130959/23-02; zaiavl. 08.10.86; opubl. 15.04.88, Biul. № 14. 2 s.
8. Klei dlia lyteinыkh form y sterzhnei: a.s. 710744 SSSR: MPK V22 S3/00. № 2372780/22-02; za-yavl. 16.07.78; opubl. 25.01.80, Biul. № 3. 3 s.
9. Sposib vyhotovlennia lyvarnykh form i stryzhniv z ridkosklianoi sumishi: pat. 122538 Ukraina: MPK V22S 9/10, 9/12. № a 201901350; zaiavl. 11.02.2019; opubl. 25.11.2020, Biul. № 22. 7s.
10. Sposib vyhotovlennia lyvarnykh form i stryzhniv z ridkosklianykh sumishei: pat. 123068 Ukraina: MPK V22S 9/10, 9/12. № a 201901348; zaiavl. 11.02.2019; opubl. 10.02.2021, Biul. № 6. 3 s.
11. Solonenko L.Y., Repiakh S.Y., Usenko R.V., Bezhanova A.N. Skleyvanye bezopochnыkh poluform dlia proyzvodstva bessterzhnevыkh otlyvok. Novi materialy i tekhnolohii v mashynobuduvanni: materialy XII Mizhnarodnoi naukovo-tekhnichnoi konferentsii (Kyiv, 28-29 kvitnia. 2020). Kyiv: KPI im. Ihoria Sikorskoho, 2020. C. 114-116.
12. Solonenko L.Y., Repiakh S.Y., Belыi A.P., Hutsu T.A. Raschet mynymalno-dopustymoi prochnosty kleevыkh soedynenyi lyteinыkh sterzhnem. Lytvo. Metalurhiia. 2020: Materialy XVI Mizhnarodnoi naukovo-praktychnoi konferentsii (8-10 veresnia 2020 r., m. Zaporizhzhia). Zaporizhzhia, AA Tandem, 2020. S. 140-142.

УДК 621.74; 536.12; 536.45: 51-74

https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.08

Лютий Р. В.

Аналітичний метод розрахунку теплових полів ливарних стрижнів

Liutyi R.

Analytical method of calculation of thermal fields of foundry cores

Метою роботи є створення на основі аналізу теплофізичних параметрів та закономірностей математичної методики, яка дає змогу розраховувати розподіл теплових полів у ливарних формах і стрижнях за допомогою системи аналітичних формул.

Розроблений та представлений у цій публікації метод розрахунку теплових полів у ливарних формах і стрижнях базується на методі кінцевих різниць. При цьому велику увагу приділено розрахункам динаміки зміни температур поверхні ливарного стрижня та його центра. У статті показано, що основою для правильного розрахунку теплового поля стрижня є встановлення зміни температури його поверхні у перші декілька секунд після початку контакту із розплавом. Усі наявні на сьогодні методи не враховують цю зміну температури.

Введено нове поняття – період теплової інерційності стрижня. Це період часу, протягом якого температура його поверхні зростає від початкового значення (температури навколишнього середовища) до значення, яке відповідає температурі поверхні виливка. Період теплової інерційності залежить виключно від теплофізичних властивостей стрижня.

Для розрахунку зміни температури в центрі ливарного стрижня застосовано модифікований метод С. Шварца: замість незмінної температури контакту «виливок-стрижень» у формулі враховано попередньо встановлену динаміку зміни цієї температури.

За створеною математичною методикою проведено розрахунки теплових полів циліндричних ливарних стрижнів діаметрами 50 мм і 16 мм. Представлено порівняння результатів розрахунків за розробленим методом і з використанням існуючого програмного забезпечення. Різниця розрахункових температур становить 100 °С і більше. Особливо відчутною є різниця при визначенні теплових полів стрижня меншого діаметра, що пов'язано із швидкою динамікою зміни температури поверхні виливка, яку наявні на сьогодні методи також не враховують.

Розроблену математичну методику може бути запропоновано як теоретичну основу для уточнення прикладних комп'ютерних програм з ливарного виробництва.

АНАЛІТИЧНИЙ ЗАКОН, ВИЛИВОК, ЛИВАРНИЙ СТРИЖЕНЬ, МЕТОД КІНЦЕВИХ РІЗНИЦЬ, ПЕРІОД ТЕПЛОВОЇ ІНЕРЦІЙНОСТІ, ПОВЕРХНЯ, РОЗРАХУНОК, ТЕМПЕРАТУРА, ТЕПЛОВЕ ПОЛЕ

The aim of the work is to create on the basis of the analysis of thermophysical parameters and regularities of mathematical methods, which allows to calculate the distribution of thermal fields in molds and rods using a system of analytical formulas.

The method of calculating thermal fields in foundry molds and rods developed and presented in this publication is based on the finite difference method. Much attention is paid to the calculations of the dynamics of changes in the surface temperatures of the casting rod and its center. The article shows that the basis for the correct calculation of the thermal field of the rod is to establish the change in surface temperature in the first few seconds after the start of contact with the melt. All currently available methods do not take into account this change in temperature.

A new concept is introduced - the period of thermal inertia of the rod. This is the period of time during which its surface temperature rises from the initial value (ambient temperature) to a value corresponding to the surface temperature of the casting. The period of thermal inertia depends exclusively on the thermophysical properties of the rod.

To calculate the temperature change in the center of the casting rod, a modified method of S. Schwartz was used: instead of the constant contact temperature of the "casting-rod" in the formula takes into account the previously estab-?ished dynamics of changes in this temperature.

The thermal fields of cylindrical foundry rods with diameters of 50 mm and 16 mm were calculated according to the created mathematical method. A comparison of the results of calculations according to the developed method and with the use of existing software is presented. The difference in design temperatures is 100 oC and more. The difference in determining the thermal fields of a smaller diameter rod is particularly noticeable, which is due to the rapid dynamics of changes in the surface temperature of the casting, which is currently not taken into account by current methods.

The developed mathematical technique can be offered as a theoretical basis for refining applied computer programs for foundry production.

ANALYTICAL LAW, CASTING, FOUNDRY ROD, FINAL DIFFERENCE METHOD, PERIOD OF THERMAL INERTIENCE, SURFACE, CALCULATION, TEMPERATURE

Аналіз літературних даних та постановка проблеми.

Основною метою математичних розрахунків у ливарному виробництві є отримання системи раціональних теоретичних уявлень і аналітичних методів, які дають змогу з необхідною для практичних цілей точністю розраховувати параметри технологічного процесу [1].

Вперше приблизний закон розподілу температур по перерізу виливка і ливарної форми було установлено на початку 30-х рр. XX ст. професором математики С. Шварцем [2]. Залежності побудовано на основі інтегралу ймовірності Гаусса. Зараз указана система рівнянь називається формулами Стефана – Шварца [1-6].

Надалі способи розрахунку удосконалювали за

Лютий Ростислав Володимирович – к.т.н., доц НТУУ «КПІ ім Ігоря Сікорського»

Liutyi Rostislav – phd NTU of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"

допомогою внесення додаткових параметрів і уточнення коефіцієнтів. Баландін Г.Ф. узагальнив інформацію щодо розрахунків процесів теплообміну в системі виливок-форма і створив аналітичні формули для визначення тривалості твердіння і охолодження виливків у разових (неметалевих) ливарних формах [4, 5]. Ці формули покладено в основу більшості сучасних розрахункових методів та програмного забезпечення ливарних процесів.

Теплове поле ливарної форми (а тим більше стрижня) визначає інтенсивність процесів теплопередачі на границі з металевим розплавом, а також фізико-хімічні процеси, які відбуваються як у самому матеріалі форми, так і між нею і металевим розплавом. Вірна інтерпретація усього комплексу названих процесів лежить в основі керування якістю литих деталей. Але вона неможлива без розрахунку теплового поля із статистично достатньою точністю.

Вважається, що комп'ютерні програми моделювання ливарних процесів «MAGMASOFT», «ProCAST», «WinCAST», «LVMFlow», «NovaFlow», «Полігон» [1] дають необхідну точність теплових розрахунків, проте це не зовсім так. Теоретичне вивчення процесів перенесення тепла із відповідним складанням математичних моделей, які максимально точно відтворюють сутність процесів, практично зупинилося з появою обчислювальної техніки. Але основні теплові задачі на той момент не було остаточно вирішено. Немає аналітичних рішень для розподілу теплового поля в металевому розплаві і виливку в процесі затвердіння і подальшого охолодження. Також відсутні аналітичні рішення для розрахунку динаміки зміни температури поверхні ливарної форми або стрижня.

Як правило, програми побудовано на методах кінцевих елементів або кінцевих різниць [7-16]. Однак ці методи потребують точного завдання граничних умов, однією з яких є температури поверхні виливка та форми (стрижня). Часто ці температури прирівнюють одну до одної для усього періоду розрахунку, не враховуючи початковий етап, на якому поверхня форми нагрівається, а поверхня виливка, відповідно, охолоджується. Тому і комп'ютерні програми, які описують температурні поля виливка та форми, не дають точних результатів на початковому етапі теплової взаємодії.

Що стосується достатньої точності, у ливарному виробництві більшість розрахунків є приблизними, що пов'язано із багатофакторністю процесів. Тому забезпечити точність розрахунку на рівні 1,0 К, або ще більшу, не тільки не представляється можливим, але й абсолютно недоцільно для реальних умов. З іншого боку, якщо розглядається процес у температурних межах 1700…1800 К, то навіть при досить точному розрахунку із довірчою ймовірністю 0,95 похибка може становити 85…90 К. Така зміна температури матеріалу значною мірою впливає на його властивості, але вона залишається неврахованою. Це питання є актуальним для аналізу фізико-хімічних перетворень у складі формувальних та стрижневих сумішей.

Усі чисельні методи дають вирішення тільки за умови введення спрощень [7-14]. Першим поширеним спрощенням є прийняття змінної фізичної величини за константу. Другим – введення у розрахунок двох або більшої кількості взаємозалежних величин. У розрахунках теплових полів ливарних форм і стрижнів поширені обидва вказаних недоліки. Наприклад, за константу часто приймають температуру поверхні форми, яка насправді швидко змінюється за складним законом.

Мета і завдання дослідження.

Метою роботи є створення на основі аналізу теплофізичних параметрів та закономірностей математичної методики, яка дає змогу розраховувати розподіл теплових полів у ливарних формах і стрижнях за допомогою системи аналітичних формул.

Розглядаючи систему «виливок – форма (стрижень)», зміну температури одного із них потрібно взяти за основу. Тоді другий об'єкт буде змінювати свою температуру залежно від першого. Під дією форми виливок твердне і охолоджується, віддає їй тепло. Форма нагрівається, починаючи з поверхні.

Первинним процесом очевидно слід вважати охолодження виливка і тепловіддачу від нього. До того ж, формули аналітичного визначення тривалості його твердіння і охолодження широко відомі і довели свою адекватність [4, 5]. Залежно від охолодження виливка, певним чином буде змінюватися температура поверхні ($T_{пов}$) і в інших шарах форми (стрижня).

Для проведення розрахунку теплового поля ливарного стрижня необхідно задати граничні умови, які полягають у визначеності температур на поверхні і в центрі стрижня у будь-який момент часу. Для цього сформульовано наступні теоретичні питання, вирішенню яких і присвячено дослідження:

1. Скільки часу пройде до моменту, коли температура поверхні форми (стрижня), яка стрімко нагрівається, зрівняється з температурою поверхні виливка, який динамічно охолоджується?

2. Яке значення температури контакту «метал – форма (стрижень)» буде у цей момент часу?

Враховуючи те, що поверхня стрижня нагрівається залежно від інтенсивності тепловіддачі від виливка та динаміки зміни температури його поверхні, спершу необхідно знайти відповіді на питання, які стосуються виключно виливка:

3. Як побудувати математичне рівняння, яке описує зниження температури поверхні виливка у контакті з ливарною формою? Яка тривалість охолодження поверхні виливка до температури солідусу?

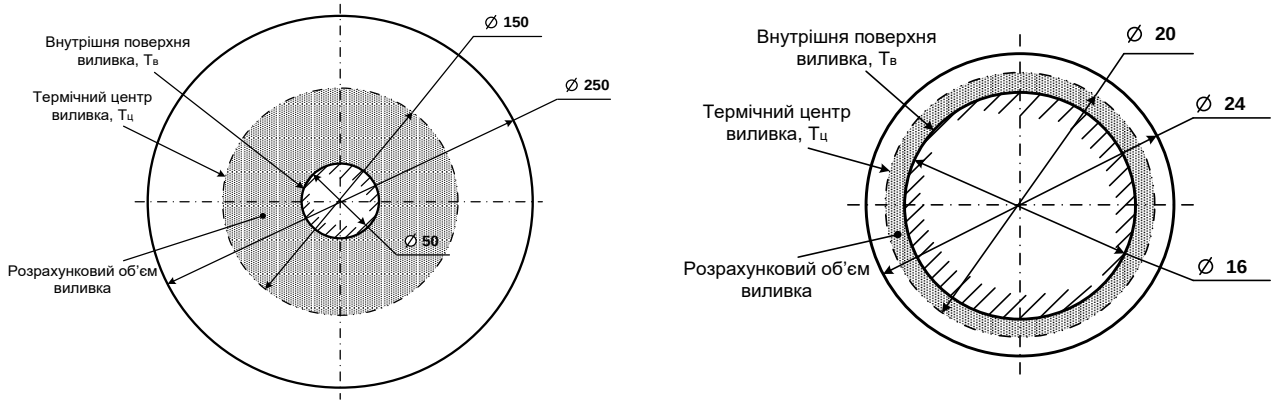
4. Як визначити зміну температури поверхні виливка під час його кристалізації? І яка температура буде на поверхні виливка в момент завершення кристалізації?

Останні два питання вирішено у нашій попередній роботі [21].

Комплекс поставлених задач спрямовано на пошук оригінальних теплофізичних рішень, які у кінцевому підсумку мають прикладний характер. Тому створення методів розрахунку теплових полів виконано на реальних прикладах.

Об'єктом розрахунку №1 є ливарний стрижень діаметром 50 мм всередині виливка «Порожнистий циліндр товстостінний» із зовнішнім діаметром 250 мм (рис. 1, а).

Об'єктом розрахунку №2 є ливарний стрижень діаметром 16 мм всередині виливка «Порожнистий циліндр тонкостінний» (рис. 1, б) із зовнішнім діаметром 24 мм.



а б

Рисунок 2 – Розрахункові схеми товстостінного (а) і тонкостінного (б) порожнистих циліндрів із внутрішніми стрижнями

Динаміка теплових процесів у цих системах принципово відрізняється. У першому випадку стрижень піддається максимальному і довготривалому термічному впливу. У другому випадку – тепловий процес короткий і з мінімальним термічним впливом на стрижень, який проявляється виключно у його поверхневих шарах.

Під час вирішення враховано те, що сплав кристалізується в інтервалі температур (ліквідус – солідус).

Вихідні дані для виливків: вуглецева сталь з 0,25% С; температура заливання $T_{зал}$ = 1873 К; температура ліквідусу $T_л$ = 1770 К; температура солідусу $T_с$ = 1720 К.

Вихідні дані для ливарного стрижня: суміш на основі кварцового наповнювача; густина 1600 кг/м^3; теплоакумулювальна здатність: $1350\frac{Вт\cdot с^{\frac{1}{2}}}{м^2\cdot К}$; коефіцієнт теплопровідності: $1{,}05\frac{Вт}{м\cdot К}$; питома теплоємність: $1080\frac{Дж}{кг\cdot К}$; коефіцієнт температуропровідності: $6{,}1\cdot 10^{-7}\frac{м^2}{с}$.

Результати досліджень.

Встановлення аналітичного закону нагрівання поверхні стрижня.

Під час попередньо проведених теоретичних досліджень було створено систему математичних методів для розрахунку температурних полів литих деталей у процесі їх кристалізації. На основі ґрунтовного дослідження процесів контактної теплопередачі у системі «виливок-стрижень» запропоновано методику та представлено математичні формули для визначення динаміки зміни температури поверхні виливка в інтервалі від заливання до солідусу; розроблено математичний метод розрахунку динаміки просування фронту твердіння по перерізу виливка з урахуванням його конфігурації, а також створено методику розрахунку розподілу теплових полів у затверділій і рідкій частинах виливка.

Для визначення зміни температури поверхні виливка після завершення його твердіння використано вже відомі формули Г. Ф. Баландіна [4, 5] для розрахунку тривалості охолодження виливка у формі.

За розробленою математичною методикою проведено розрахунки зміни температури поверхні товстостінного (див. рис. 1, а) і тонкостінного (рис. 1, б) сталевих виливків, результати яких представлено на рис. 2 і рис. 3.

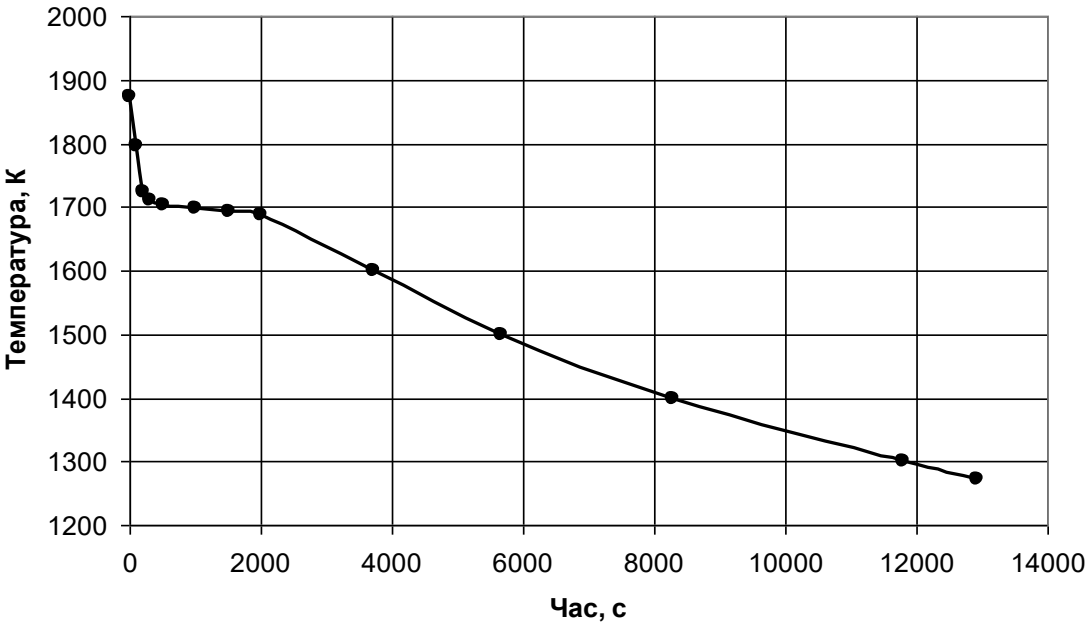


Рисунок 2 – Розрахункова зміна температури поверхні товстостінного виливка під час твердіння і охолодження до 1000 °С

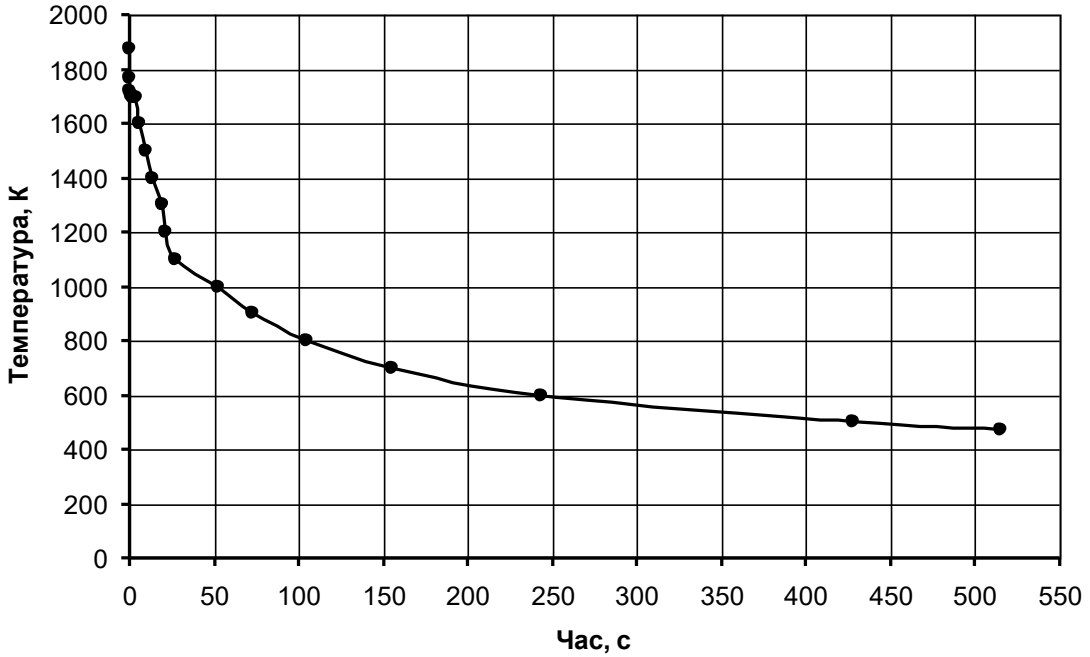


Рисунок 3 – Розрахункова зміна температури поверхні тонкостінного виливка під час твердіння і охолодження до 200 °С

Залежність зміни температури поверхні стрижня від часу – основа для розрахунку теплових полів всередині нього.

Очевидно, що температура контактної поверхні стрижня не може миттєво досягти температури поверхні виливка. Для цього процесу потрібен певний час, який ми назвали періодом теплової інерційності.

Для його встановлення використано критеріальне рівняння Фур'є [18, 19], яке для наших умов має наступний вигляд:

$$\frac{T_B - T}{T_B - T_C} = f\left(Fo; \frac{X}{X_2}\right), \qquad (1)$$

де T_B – температура поверхні виливка;

T_C – температура стрижня на відстані X_2 від поверхні виливка;

X – відстань розрахункової точки від поверхні виливка;

T – температура у розрахунковій точці.

Також відомо, що критерій Фур'є визначається за формулою:

$$Fo = \frac{a_C \cdot \tau}{X_2^2}, \qquad (2)$$

де a_C – коефіцієнт температуропровідності стрижня, м^2/с;

τ – час, с.

Критерій Фур'є приймає значення від 0 до 1. Значення 1,000 відповідає умові, коли ліва частина рівняння (1) мінімальна, а це відбувається при максимальному наближенні розрахункової температури поверхні стрижня T до температури поверхні виливка T_B або їх зрівнюванні.

Відстань розрахункової точки X від поверхні виливка прийнято за практичними даними середніх розмірів часток стрижневої суміші [20]. Для контактної передачі тепла між частинками всередині стрижня необхідною умовою є прогрівання його одиничного поверхневого шару. Внаслідок нерівномірності упаковки часток піску під час виготовлення стрижня у стрижневому ящику, його поверхня не має ідеально рівної форми, що неодноразово підтверджено спостереженнями на мікроскопі (рис. 4). Тому при середньому діаметрі часток наповнювача 0,2 мм відстань X = 0,3 мм. Співвідношення $\frac{X}{X_2}$ приймаємо рівним 0,1, тоді X_2 = 3 мм.

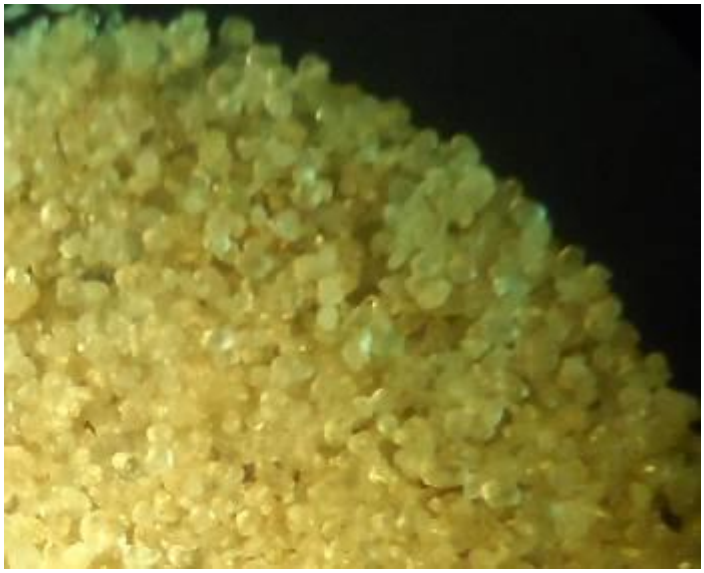


Рисунок 4 – Вигляд поверхні ливарного стрижня (збільшення х30)

Виходячи із значення критерію Fo = 1,000, за формулою (2):

$$\tau = \frac{X_2^2}{a_C} = \frac{0{,}003^2}{61 \cdot 10^{-8}} = 15c.$$

Це означає, що температура поверхні стрижня максимально наблизиться до температури поверхні виливка або зрівняється з нею тільки через 15 с. Важливо і те, що даний час не залежить ні від початкової температури розплаву та стрижня, ні від швидкості охолодження виливка. Він залежить виключно від теплових властивостей матеріалу стрижня і є справедливим як для товстостінного, так і для тонкостінного виливка у будь-якому розрахунку.

Цей час названо періодом теплової інерційності τ_i. Основна його властивість, виходячи з наведених розрахункових фактів, полягає у тому, що поверхня стрижня досягне такої ж самої температури, як поверхня виливка, через τ_i від моменту початку їх контакту. Принцип теплової інерційності може бути запроваджено як для процесу швидкого нагрівання, так і швидкого охолодження поверхонь двох тіл, які перебувають у щільному контакті.

Безпосередній розрахунок теплового поля стрижня доцільно проводити за методом кінцевих різниць. Для практичної реалізації методу потрібно поділити стрижень на певну кількість рівних шарів товщиною ΔX, після чого, залежно від товщини елементарного шару, визначити одиничний розрахунковий період часу:

$$\Delta\tau = \frac{(\Delta X)^2}{2 \cdot a_C}. \qquad (3)$$

Діаметр стрижня у товстостінному виливку 50 мм, отже радіус 25 мм. Прогрівання стрижня відбувається від поверхні до центру на відстань радіуса. Розділивши стрижень на 5 шарів товщиною $\Delta X = 5мм,$ отримуємо:

$$\Delta\tau_1 = \frac{(0{,}005)^2}{2 \cdot 61 \cdot 10^{-8}} = 20{,}5c.$$

Діаметр стрижня у тонкостінному виливку 16 мм, отже радіус 8 мм. Розділивши цей стрижень на 4 шари товщиною $\Delta X = 2мм,$ отримуємо:

$$\Delta\tau_2 = \frac{(0{,}002)^2}{2 \cdot 61 \cdot 10^{-8}} = 3{,}3c\ .$$

Порівнюючи період теплової інерційності τ_i = 15 с із елементарним розрахунковим відрізком часу τ_1 =20,5 с бачимо, що для розрахунку теплового поля стрижня у товстостінному виливку період теплової інерційності принципового значення не має. Тобто динамікою зміни температури у період 0…15 с можна знехтувати, оскільки по завершенні першого розрахункового моменту часу 20,5 с температура поверхні стрижня уже досягне температури поверхні виливка. Більше того, оскільки охолодження виливка відбувається із малою швидкістю, коректно вважати, що температура поверхні стрижня з моменту τ_i = 15 с і до завершення розрахункового періоду буде знижуватися спільно із температурою поверхні виливка.

Порівнюючи період теплової інерційності τ_i = 15 с із елементарним розрахунковим відрізком часу τ_2 =3,3 с бачимо, що для розрахунку теплового поля стрижня у тонкостінному виливку необхідно задати значення температури поверхні стрижня у моменти 3,3; 6,6; 9,9 та 13,2 с, які лежать у межах періоду теплової інерційності. Тобто динаміка зміни температури у період 0…15 с для подальшого розрахунку є дуже важливою!

Для визначення динаміки зміни цієї температури застосовано метод Стефана – Шварца [4], але із важливою поправкою. Замість незмінного значення температури контактної поверхні $T_к$, передбаченого цим методом, у формулу (4) підставляли попередньо розраховані реальні значення температури поверхні стрижня:

$$T_C = T_K - (T_K - T_{C0}) \cdot erf\left(\frac{y}{2 \cdot \sqrt{a_C \cdot \tau}}\right), \quad (4)$$

де T_C – температура стрижня на відстані y від контактної поверхні, К;

T_K – температура контактної поверхні, К, яку в розрахунках замінено на температуру поверхні стрижня $T_{ПОВ}$.

T_{C0} – початкова температура стрижня, К;

y – відстань від контактної поверхні, м;

a_C – коефіцієнт температуропровідності стрижня, м^2/с;

τ – час, с.

Найбільшу складність являє собою визначення температури поверхні стрижня $T_{ПОВ}$ у перші 15 с, тобто протягом періоду теплової інерційності. Температура поверхні виливка у кожний момент часу буде мати нові значення, а тому і $T_{ПОВ}$ динамічно змінюватиметься. Наприклад, у момент τ = 3,3с температура поверхні виливка становить 1693 К. За такої умови температура $T_{ПОВ}$ має становити:

$$T_{ПОВ} = 1693 - (1693 - 293) \cdot erf\left(\frac{0{,}0003}{2 \cdot \sqrt{61 \cdot 10^{-8} \cdot 3{,}3}}\right) = 1525K.$$

Але отриманий результат значною мірою (на 155 К) перевищує максимальну температуру, до якої нагрівається поверхні стрижня наприкінці періоду τ_i, а саме 1370 К, адже саме таку температуру має поверхня виливка у цей момент. Наведена помилка є типовою для практичних розрахунків та алгоритмів комп'ютерних програм.

Отже, стає зрозумілим, що до розрахунку потрібно підставляти не температуру поверхні виливка, який швидко охолоджується, у момент τ = 3,3 с, а максимальну температуру, до якої нагріється поверхня стрижня по завершенні періоду теплової інерційності τ_i, тобто:

$$T_{ПОВ} = 1370 - (1370 - 293) \cdot erf\left(\frac{0{,}0003}{2 \cdot \sqrt{61 \cdot 10^{-8} \cdot 3{,}3}}\right) = 1241K.$$

Далі за період часу від 3,3 до 15,0 с температура поверхні стрижня зростає від 1241 К до 1370 К, і у цей період, оскільки динаміка нагрівання менш значна, можна вважати її лінійною. У момент 6,6 с $T_{ПОВ}$ = 1274 К, у момент 9,9 с $T_{ПОВ}$ = 1307 К, у момент 13,2 с $T_{ПОВ}$ = 1340 К, у момент 15,0 с $T_{ПОВ}$ = 1370 К.

У подальші моменти часу відбувається стрімке зниження температури поверхні виливка. Для встановлення закону спільного охолодження виливка із стрижнем потрібно також враховувати принцип теплової інерційності, який полягає у тому, що охолодження поверхні стрижня буде відставати у часі від охолодження поверхні виливка на такий самий період τ_i, зумовлений теплофізичними властивостями стрижня. Таким чином, на етапі найбільш стрімкого охолодження виливка поверхня стрижня буде мати вищу температуру, ніж виливок.

На основі наведених висновків визначено графік зміни температури поверхні стрижня, який наведено на рис. 5. До 15-ї секунди вона нагрівається до 1370 К, а далі починається охолодження: при τ = 16,5 с $T_{ПОВ}$ =1368 К, при τ = 19,8 с $T_{ПОВ}$ = 1362 К, при τ = 23,1 с $T_{ПОВ}$ =1356 К, при τ = 26,4 с $T_{ПОВ}$ = *1351* К, при τ = 29,7 с $T_{ПОВ}$ =1346 К і так далі. Ці числа відповідають значенням температури

поверхні виливка T_B за τ_i = 15 с до розрахункового моменту.

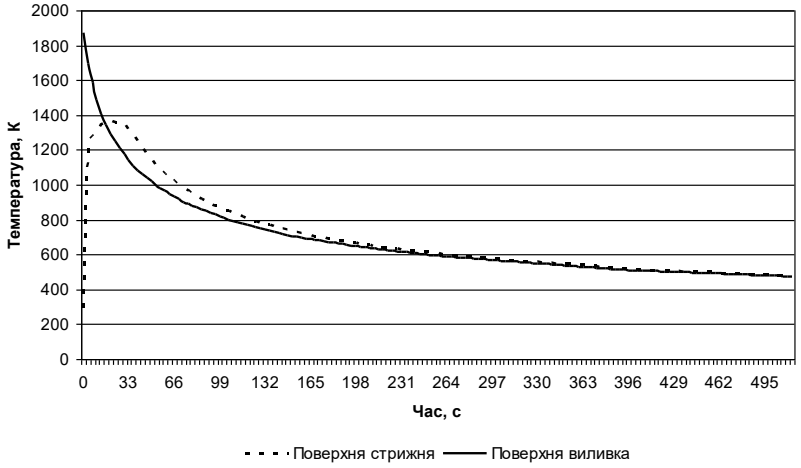


Рисунок 5 – Зміна температури поверхонь тонкостінного виливка і стрижня

Визначення теплових полів ливарних стрижнів і динаміки їх зміни.

Для визначення температури у центрі стрижня в кожний розрахунковий момент часу за основу взято температуру його поверхні.

Для товстостінного виливка розрахунок проведено виключно за формулою (4) із заміною константи T_K на температуру поверхні виливка T_B, значення якої та її зміну в часі попередньо установлено.

Температуру центра стрижня, визначену для ряду розрахункових моментів часу, наведено у табл. 1 (12934 с – це розрахункова тривалість охолодження товстостінного виливка до 1000 °С).

Таблиця 1 – Зміна температур поверхні і центра стрижня у товстостінному виливку

Момент часу т, с	Температура поверхні стрижня $T_{ПОВ}$, К	Температура в центрі стрижня $T_{ЦС}$, К
0	1873	293
50	1834	296
100	1796	329
135	1770	368
150	1759	390
200	1723	446
220	1720	470
250	1714	509
300	1710	559
500	1703	737
1000	1697	954
1500	1693	1080
2000	1689	1118
3714	1600	1221
5669	1500	1215
8284	1400	1183
11791	1300	1134
12934	1273	1119

Розрахунки для тонкостінного виливка виконано із врахуванням принципу теплової інерційності, тобто відставання у часі температури поверхні стрижня від температури поверхні виливка на 15 с.

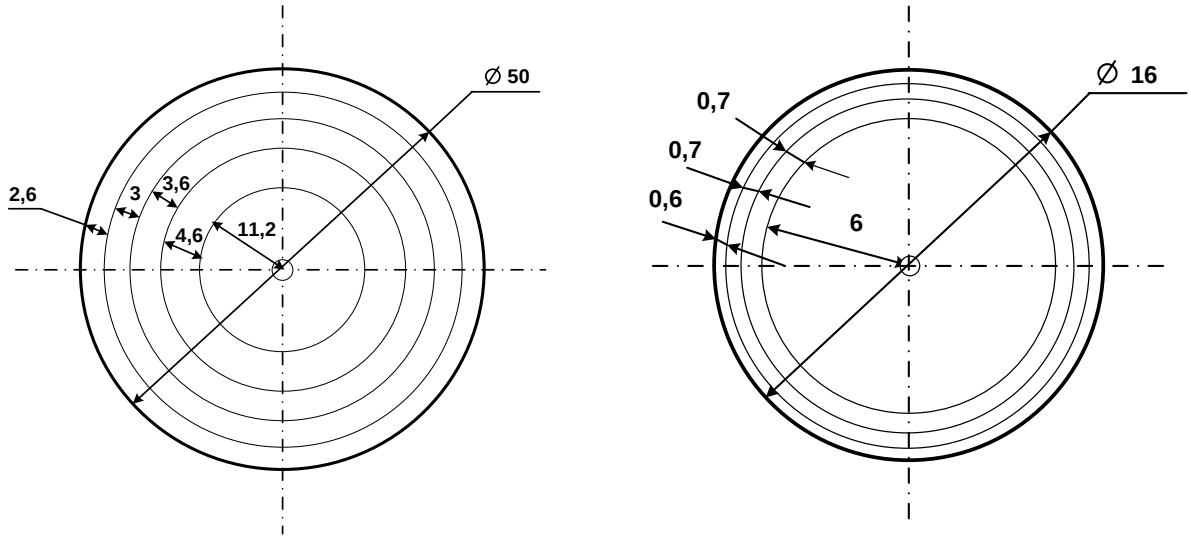
Температуру центра стрижня, визначену із врахуванням цього принципу для ряду розрахункових моментів часу, наведено у табл. 2 (515 с – це тривалість охолодження тонкостінного виливка до температури 200 °С).

За отриманими цифровими даними зміни температури поверхні виливків, поверхні і центру ливарних стрижнів, виконано розрахунки теплових полів обох стрижнів за методом кінцевих різниць. Значення температур у кожний одиничний період часу (відповідно 20,5 та 3,3 с) між точками, указаними у табл. 1 і 2, встановлено лінійною апроксимацією.

Таблиця 2 – Зміна температур поверхні і центра стрижня у тонкостінному виливку

Момент часу т, с	Температура поверхні стрижня $T_{ПОВ}$, К	Температура в центрі стрижня $T_{ЦС}$, К
0	293	293
3,3	1241	293
6,6	1277	293
9,9	1313	293
13,2	1346	344
16,5	1368	371
19,8	1362	404
23,1	1356	431
26,4	1351	459
29,7	1346	485
33,0	1316	507
36,3	1291	521
39,6	1247	530
42,9	1207	538
46,2	1173	545
72,6	980	564
79,2	948	565
105,6	850	560
155,1	730	539
244,2	618	502
429	505	448
515	479	432

При цьому враховано, що стрижні циліндричні, тому прогрівання їх елементарних шарів відбувається не рівномірно, а з урахуванням кількості теплоти, яку сприймає (або проводить) кожний шар. Тому кожен із них повинен мати не однакову товщину, як передбачає базовий розрахунок, а однаковий об'єм. Реальне положення границь елементарних шарів для товстостінного і тонкостінного виливків наведено на рис. 6.



а б

Рисунок 6 – Розподіл стрижнів діаметром 50 мм (а) та 16 мм (б) на елементарні шари для визначення теплових полів

Відповідно до цього рисунка та виконаного розрахунку, визначено теплові поля стрижня у товстостінному виливку у моменти:

– $\tau = \tau_{ПЕР}$ (відведення теплоти перегрівання);

– $\tau = \tau_C$ (охолодження поверхні виливка до температури солідусу);

– $\tau = \tau_T$ (повне затвердіння виливка);

– $\tau = \tau_{1000}$ (охолодження виливка до 1000 °С, або 1273 К).

Аналогічний розрахунок для порівняння проведено з використанням традиційних методів, зокрема існуючого програмного забезпечення. У цьому варіанті зміну температури поверхні виливків

прийнято як лінійну від $T_{зал}$ до T_c; температуру поверхні стрижня протягом усього розрахункового періоду прийнято рівною температурі поверхні виливка.

Порівняння результатів для товстостінного виливка за двома варіантами наведено у табл. 3 та на рис. 7. На момент завершення відведення теплоти перегрівання різниця розрахункових температур у поверхневій зоні стрижня становить 50 К, а у його центрі – майже 100 К. На момент завершення твердіння виливка різниця становить відповідно 100 і 130 К. При цьому помилки розрахунку спрямовані у бік перевищення реальних значень.

У подальші періоди охолодження виливка результати обох розрахунків наближаються один до одного. Але усі важливі процеси у складі стрижневої суміші та на поверхні контакту відбуваються якраз на перших етапах, для яких розроблена система розрахункових методів забезпечує досягнення найбільш точних і достовірних результатів.

Таблиця 3 – Порівняння розрахункових даних за традиційним та розробленим методами

Відстань від поверхні стрижня, мм	Температура у вказаних точках, К, у моменти часу							
	135 с (відведення теплоти перегрівання)		220 с (охолодження поверхні до солідусу)		2024 с (затвердіння виливка)		12934 с (охолодження до 1000 °С)	
	розроб. метод	традиц. метод	розроб. метод	традиц. метод	розроб. метод	традиц. метод	розроб. метод	традиц. метод
0,3 (поверхня)	1764	1861	1719	1853	1687	1720	1273	1273
1,3	1322	1373	1385	1476	1591	1630	1248	1248
3,1	982	1006	1108	1166	1493	1537	1223	1223
7,4	628	638	820	864	1397	1445	1198	1198
11,5	496	499	661	717	1303	1353	1172	1172
19,4	368	396	518	605	1210	1263	1146	1146
25 (центр)	360	479	470	603	1119	1174	1119	1119

Для зручності аналізу можливих фізико-хімічних процесів у ливарних стрижнях на рис. 7 значення температур вказано у градусах за Цельсієм.

До моменту відведення теплоти перегрівання весь виливок знаходиться у рідкому стані. У свою чергу поверхнева зона стрижня вже має температуру понад 1000 °С (рис. 7, а). За такої температури відбувається деструкція будь-якого органічного зв'язувального матеріалу із утворенням газової фази, а частки наповнювача втрачають зв'язок між собою, що створює передумови для утворення пригару на поверхні виливків.

Розрахунок для ливарного стрижня у тонкостінному виливку виконано за умови поділу стрижня на 4 шари за товщиною (див. рис. 5, б).

Відповідно до цього рисунка та виконаного розрахунку, визначено теплові поля стрижня у тонкостінному виливку у моменти:

– $\tau = \tau_{ПЕР}$ (відведення теплоти перегрівання);

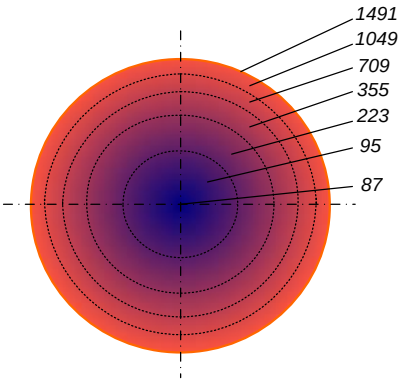
– $\tau = \tau_C$ (охолодження поверхні виливка до температури солідусу);

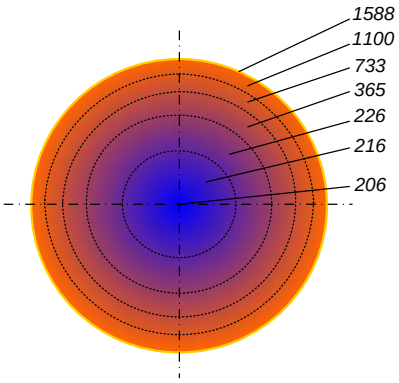
– $\tau = \tau_T$ (повне затвердіння виливка);

– $\tau = \tau_{НС}$ (повне охолодження виливка до температури навколишнього середовища, тобто 293 К).

Аналогічний розрахунок для порівняння проведено з використанням традиційних методів, зокрема існуючого програмного забезпечення. Для цього варіанту зміну температури поверхні виливка прийнято як лінійну величину від $T_{зал}$ до T_c; температуру поверхні стрижня протягом усього розрахункового періоду прийнято рівною температурі поверхні виливка.

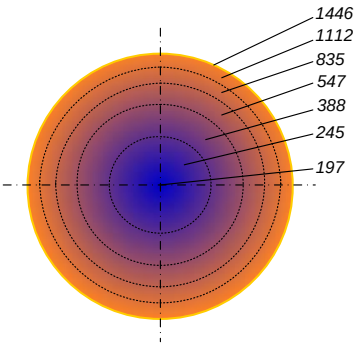
Порівняння результатів за двома варіантами наведено у табл. 4 та на рис. 8. Оскільки процес нагрівання та охолодження дуже швидкий, то значення температури поверхні стрижня відрізняються на початковому етапі на 500 К, у центрі – на 100 К. При цьому в поверхневій зоні значення є завищеними через неврахування динаміки нагрівання поверхні стрижня, а у центрі – заниженими через неврахування динаміки охолодження (теплової інерційності) поверхні стрижня.

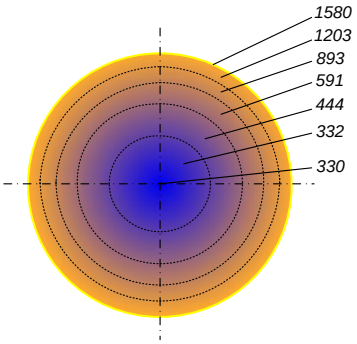




Момент відведення теплоти перегрівання (135 с)

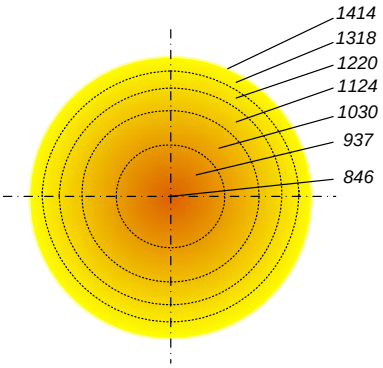
а б

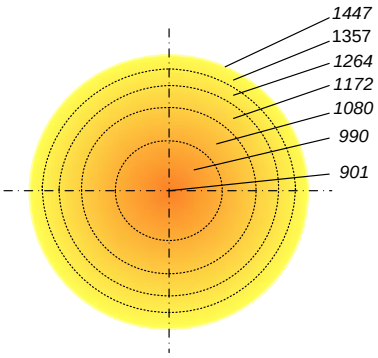




Момент охолодження поверхні виливка до температури солідусу (220 с)

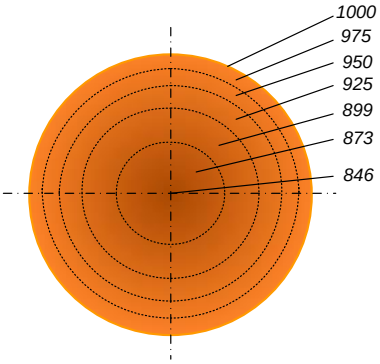
в г

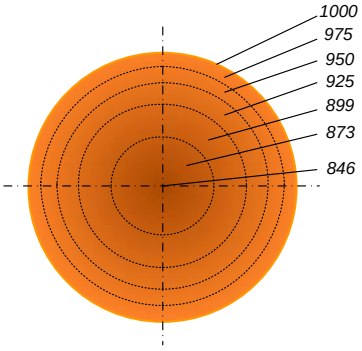




Момент завершення твердіння виливка (2024 с)

д е

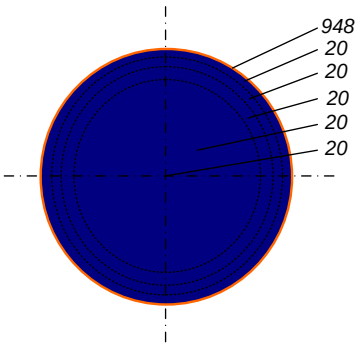


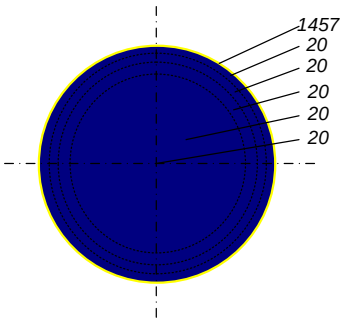


Охолодження виливка до 1000 °С (12934 с)

ж к

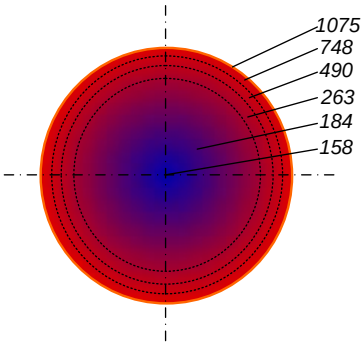
Рисунок 7 – Розподіл теплових полів стрижня діаметром 50 мм у товстостінному виливку: а, в, д, ж – за розробленим методом; б, г, е, к – за традиційним методом



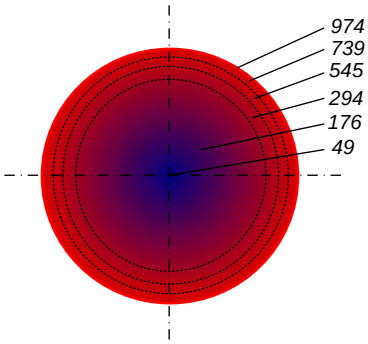


Момент завершення твердіння виливка (3,5 с)

а

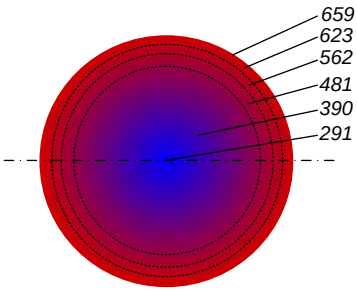


б

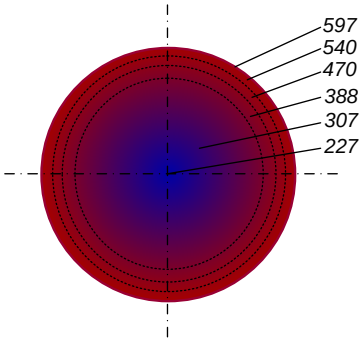


Охолодження виливка до 1000 °С (23 с)

в

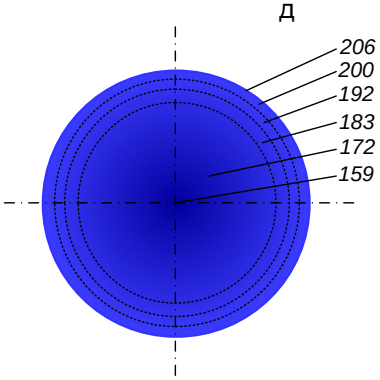


г

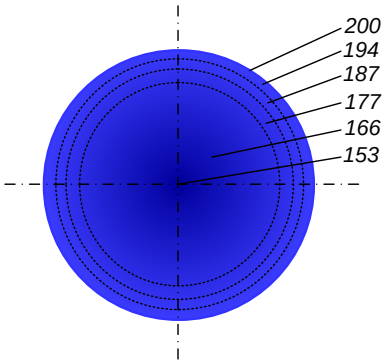


Охолодження виливка до 600 °С (82 с)

д



е



Охолодження виливка до 200 °С (515 с)

ж к

Рисунок 8 – Схема розподілу температурних полів стрижня діаметром 16 мм у тонкостінному виливку: а, в, д, ж – за розробленим методом; б, г, е, к – за традиційним методом

Таблиця 4 – Порівняння розрахункових даних за традиційним та розробленим методами

Відстань від поверхні стрижня, мм	Температура у вказаних точках, К, у моменти часу							
	3,5 с (затвердіння виливка)		23,1 с (охолодження до 1000 °С)		82,5 с (охолодження до 600 °С)		515 с (охолодження до 200 °С)	
	розроб. метод	традиц. метод	розроб. метод	традиц. метод	розроб. метод	традиц. метод	розроб. метод	традиц. метод
0,3 (поверхня)	1241	1730	1356	1247	932	870	479	473
0,6	293	293	1021	1012	896	813	473	467
1,3	293	293	763	818	835	743	465	460
2,0	293	293	536	567	754	661	456	450
5,0	293	293	457	449	663	580	445	439
8,0 (центр)	293	293	431	322	564	500	432	426

Висновки:

1. Створено систему розрахункових методів для визначення температурних полів ливарних стрижнів у процесі контактної теплової взаємодії з виливками в процесі твердіння та охолодження. Система базується на поєднанні раніше відомих аналітичних формул із власними теоретичними розробками.

2. Введено нове поняття «період теплової інерційності» стрижневої суміші та розраховано його значення. Показано, що цей параметр залежить від теплофізичних властивостей матеріалу стрижня та розміру часток наповнювача і не залежить від параметрів виливка. Період теплової інерційності застосовано як основу для визначення зміни температури поверхні стрижня під час її нагрівання, а також під час охолодження у контакті з металом виливка.

3. Із використанням методу кінцевих різниць розраховано розподіл температурних полів у ливарних стрижнях, які виконують внутрішні порожнини у товстостінному та тонкостінному сталевих виливках. Показано, що максимальна температура наскрізного прогрівання стрижня – 950 °С, максимальна температура на поверхні близько 1580 °С. У тонкостінних виливках температура наскрізного прогрівання стрижнів не перевищує 300 °С, на поверхні – не більше 1100 °С.

4. Приведено доказову базу на користь розробленої системи теплофізичних розрахунків, призначеної для визначення ряду важливих теплових параметрів, які не враховано загальноприйнятими методиками і які є основною для теоретичного визначення теплових полів ливарних стрижнів, а також створення та удосконалення комп'ютерних програм моделювання теплових процесів.

Бібліографічний опис.

1. Вопросы теории литейных процессов / [П. Н. Аксенов, П. П. Берг, Н. М. Бодашков и др.]. – Москва: Машгиз, 1960. – 696 с.
2. Schwartz C. Science Reports / C. Schwartz // Arch. Eisenhuttenwesen. – 1931. – №5. – С. 139–177.
3. Гуляев Б. Б. Теория литейных процессов / Б. Б. Гуляев. – Ленинград: Машиностроение (Ленингр. отд.), 1976. – 216 с.
4. Теоретичні основи ливарного виробництва / [В. Г. Могилатенко, О. І. Пономаренко, В. М. Дробязко та ін.]. – Харків: НТУ «ХПІ», 2011. – 288 с.
5. Баландин Г. Ф. Теория формирования оливки / Г. Ф. Баландин. – Москва: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1988. – Ч. 1 – 360 с.
6. Ващенко К. И. Теоретические основы литейной технологии / К. И. Ващенко. – Київ: Вища школа, 1981. – 317 с.
7. Огородникова О. Литейные CAE-системы AFSolid и WinCast / О. Огородникова, В. Черменский // САПР и графика. – 2001. – №8.
8. Dhodare A. S. Review on Interfacial Heat Transfer Coefficient During Solidification in Casting / A. S. Dhodare, P. M. Ravanan, N. A. Dodiya // International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT). – 2017. – №2. – С. 464–467. DOI:10.17577/IJERTV6IS020300.
9. Prediction of thermal field dynamics of mould in casting using artificial neural networks / F.Susac, V. Tăbăcaru, N. Baroiu, V. Păunoiu // MATEC Web of Conferences. – 2018. – №178. – С. 1–6. https://doi.org/10.1051/matecconf/201817806012.
10. Rajaraman R. Interfacial heat transfer coefficient estimation during solidification of rectangular aluminum alloy casting using two different inverse methods / R. Rajaraman, A. Gowsalya, R. Velraj // Frontiers in Heat and Mass Transfer (FHMT). – 2018. – №11. http://dx.doi.org/10.5098/hmt.11.23.
11. Rafique M. Modeling and Simulation of Heat Transfer Phenomenon Related to Mold Heating during Investment Casting / M. Rafique, U. Shah // Engineering. – 2020. – №12. – С. 291–314. DOI: 10.4236/eng.2020.125024.
12. Марширов В. В. Численное on-line моделирование процесса затвердевания отливок / В. В. Марширов, Л. Е. Маршировa // Литейное производство. – 2015. – №9. – С. 31–34.
13. Идрис Г. Г. Компьютерно-интегрированное проектирование литых поршней / Г. Г. Идрис, О. В. Акимов, А. П. Марченко // Литейное производство. – 2016. – №5. – С. 33–37.

14. Skočilasová B. Effect of mold material on temperature distribution in alloy cast / B. Skočilasová, J. Skočilas // AIP Conference Proceedings. – 2016. – №1768. https://doi.org/10.1063/1.4963039.
15. Доній О. М. Математичні моделі для розрахунків параметрів кристалізації та попередньої фільтрації кривої охолодження при комп'ютерному термічному аналізі / О. М. Доній // Вісник СевНТУ. – 2010.
16. Доній О. М. Імітаційна модель структуроутворення при кристалізації / О. М. Доній // Вісник СевНТУ. – 2009.
17. Кривандин В. А. Металлургические печи / В. А. Кривандин, Н. Г. Молчанов, С. Л. Соломенцев. – Москва: Металлургиздат, 1962. – 600 с.
18. Медведев Я. И. Технологические испытания формовочных материалов / Я. И. Медведев, И. В. Валисовский. – Москва: Машиностроение, 1973. – 310 с.
19. Кочешков А. С., Лютый Р. В. Расчет температурных полей в литейных формах для точного литья // Металл и литье Украины. – 2005, № 6. – С. 42–43.
20. Борсук П. А. Особенности структуры формовочных смесей / П. А. Борсук // Литейное производство. – 2015. – №1. – С. 28–30.
21. Лютий Р. В. Аналітичний метод розрахунку теплових полів литих деталей під час кристалізації // Теорія і практика металургії. – 2021. – №1. – С.5–13. – https://doi.org/10.34185/tpm.1.2021.01.

Reference

1. Voprosы teoryy lyteinыkh protsessov / [P. N. Aksenov, P. P. Berh, N. M. Bodashkov y dr.]. – Moskva: Ma-shhyz, 1960. – 696 s.
2. Schwartz C. Science Reports / C. Schwartz // Arch. Eisenhuttenwesen. – 1931. – №5. – S. 139–177.
3. Huliaev B. B. Teoryia lyteinыkh protsessov / B. B. Huliaev. – Lenynhrad: Mashynostroenye (Lenynhr. otd.), 1976. – 216 s.
4. Teoretychni osnovy lyvarnoho vyrobnytstva / [V. H. Mohylatenko, O. I. Ponomarenko, V. M. Drobiazko ta in.]. – Kharkiv: NTU «KhPI», 2011. – 288 s.
5. Balandyn H. F. Teoryia formyrovanyia olyvky / H. F. Balandyn. – Moskva: MHTU ym. N.Э. Baumana, 1988. – Ch. 1 – 360 s.
6. Vashchenko K. Y. Teoretycheskye osnovы lyteinoi tekhnolohyy / K. Y. Vashchenko. – Kyiv: Vyshcha shkola, 1981. – 317 s.
7. Ohorodnykova O. Lyteinыe SAE-systemы AFSolid y WinCast / O. Ohorodnykova, V. Chermenskyi // SAPR y hrafyka. – 2001. – №8.
8. Dhodare A. S. Review on Interfacial Heat Transfer Coefficient During Solidification in Casting / A. S. Dhodare, P. M. Ravanan, N. A. Dodiya // International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT). – 2017. – №2. – S. 464–467. DOI:10.17577/IJERTV6IS020300.
9. Prediction of thermal field dynamics of mould in casting using artificial neural networks / F.Susac, V. Tăbăcaru, N. Baroiu, V. Păunoiu // MATEC Web of Conferences. – 2018. – №178. – S. 1–6. https://doi.org/10.1051/matecconf/201817806012.
10. Rajaraman R. Interfacial heat transfer coefficient estimation during solidification of rectangular aluminum alloy c-?sting using two different inverse methods / R. Rajaraman, A. Gowsalya, R. Velraj // Frontiers in Heat and Mass Transfer (FHMT). – 2018. – №11. http://dx.doi.org/10.5098/hmt.11.23.
11. Rafique M. Modeling and Simulation of Heat Transfer Phenomenon Related to Mold Heating during Invest-ment Casting / M. Rafique, U. Shah // Engineering. – 2020. – №12. – S. 291–314. DOI: 10.4236/eng.2020.125024.
12. Marshyrov V. V. Chyslennoe on-line modelyrovanye protsessa zatverdevanyia otlyvok / V. V. Marshyrov, L. E. Marshyrova // Lyteinoe proyzvodstvo. – 2015. – №9. – S. 31–34.
13. Ydrys H. H. Kompiuterno-yntehryrovannoe proektyrovanye lytыkh porshnei / H. H. Ydrys, O. V. Akymov, A. P. Marchenko // Lyteinoe proyzvodstvo. – 2016. – №5. – S. 33–37.
14. Skočilasová V. Effect of mold material on temperature distribution in alloy cast / V. Skočilasová, J. Skočilas // AIP Conference Proceedings. – 2016. – №1768. https://doi.org/10.1063/1.4963039.
15. Donii O. M. Matematychni modeli dlia rozrakhunkiv parametriv krystalizatsii ta poperednoi filtratsii kryvoi okholodzhennia pry kompiuternomu termichnomu analizi / O. M. Donii // Visnyk SevNTU. – 2010.
16. Donii O. M. Imitatsiina model strukturoutvorennia pry krystalizatsii / O. M. Donii // Visnyk SevNTU. – 2009.
17. Kryvandyn V. A. Metallurhycheskye pechy / V. A. Kryvandyn, N. H. Molchanov, S. L. Solomentsev. – Mosk-va: Metallurhyzdat, 1962. – 600 s.
18. Medvedev Ya. Y. Tekhnolohycheskye yspытanyia formovochnыkh materyalov / Ya. Y. Medvedev, Y. V. Valysovskyi. – Moskva: Mashynostroenye, 1973. – 310 s.
19. Kocheshkov A. S., Liutыi R. V. Raschet temperaturnыkh polei v lyteinыkh formakh dlia tochnoho lytia // Metall y lyte Ukraynы. – 2005, № 6. – S. 42–43.
20. Borsuk P. A. Osobennosty strukturы formovochnыkh smesei / P. A. Borsuk // Lyteinoe proyzvodstvo. – 2015. – №1. – S. 28–30.
21. Liutyi R. V. Analitychnyi metod rozrakhunku teplovykh poliv lytykh detalei pid chas krystalizatsii // Teo-riia i praktyka metalurhii. – 2021. – №1. – S.5–13. – https://doi.org/10.34185/tpm.1.2021.01.

УДК 620.193:620.195

https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.09

Пінчук С.Й., Рослик І.Г., Гальченко Г.Ю., Амбражей М.Ю.

Корозійна поведінка насосно-компресорних труб з легованих хромовмісних сталей

Pinchuk S., Roslyk I., Galchenko G., Ambrazhey M.

Corrosion behavior of high-chromium tubing steels

В роботі виконаний порівняльний аналіз якості насосно-компресорних труб, виготовлених зі сталей, які містять хром, типу 20Х13 мартенситного класу (група міцності L80 13Cr) різних виробників і дуплексної аустеніто-феритної сталі типу 02Х25Н7М4 (SAF 2507) на відповідність вимогам стандартів API Spec 5CT, API Spec 5CRA. На підставі наявних даних, результатів проведених металографічних та електрохімічних корозійних досліджень у модельних розчинах та економічній доцільності, рекомендовано матеріал для роботи в умовах конкретного газоконденсатного родовища.

***Ключові слова**: насосно-компресорні труби, якість, корозія, потенціодинамічні криві.*

The comparative analysis of the quality of the tubing made of chromium-containing steels such as 20X13 type (AISI 420, grade L80 13Cr) from different manufacturers and duplex austenite-ferrite steel 02X25H7M4 type (SAF 2507) for compliance with API Spec 5CT, API Spec 5CRA standards was made. The specific material is recommended for use in a specific gas and condensate field based on the results of metallographic analysis and electrochemical corrosion studies in model solutions and the economic feasibility.

***Keywords:** tubing, quality, corrosion, potentiodynamic curves.*

Вступ

Внутрішня і зовнішня поверхні обсадних і насосно-компресорних труб можуть зазнавати корозійного руйнування, викликаного впливом корозійно-агресивних пластових вод і середовищ, в яких видобувають газ та нафту. Найбільш характерними руйнуваннями поверхні є пітингова корозія, корозійне розтріскування під напругою та сульфідне розтріскування під напругою, а також інші види локального корозійного руйнування – ерозійне зношування, точкова та виразкова корозія [1-3]. Корозійна дія на поверхню труб посилюється високою швидкістю течії середовищ, що видобувають, особливо при газліфтному способі видобутку а також абразивним впливом часток [4, 5]. На розвиток процесів корозії також впливає різниця в мікроструктурі металу, стану поверхні, морфології та адгезії осадів, що утворилися (продукти корозії можуть як щільно прилягати до поверхні металу, так і відшаровуватися від неї, що призводить до утворення гальванічних пар) [6, 7]. Труби можуть піддаватися корозії за рахунок дії блукаючих струмів, сульфатвідновлювальних бактерій, а також піддаватися контактній корозії, що виникає в результаті з'єднання різнорідних металів [8].

Стійкість насосно-компресорних труб (НКТ) в свердловині, значною мірою визначає економічну ефективність розробки нафтогазових родовищ. Втрата герметичності колони, її руйнування або передчасний вихід із ладу призводить до зниження обсягів видобутку та збільшення експлуатаційних витрат. У більшості випадків, при експлуатації НКТ у корозійно-активному середовищі, при парціальному тиску CO_2 більше $2 \cdot 10^5$ Па традиційно застосовують вуглецеві та низьколеговані сталі, які демонструють високі швидкості корозії. Для підвищення економічної ефективності видобутку вуглеводнів використовують труби з корозійностійких сталей різного хімічного та фазового складу.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

В даний час у якості корозійностійких сталей для виготовлення обсадних, насосно-компресорних труб, а також заготовок муфт у нафтовій та газовій промисловості застосовують сталі мартенситного [9, 10], мартенсито-феритного, аустеніто-феритного, аустенітного класів і сплави аустенітного класу на основі нікелю [11-13]. Мартенситні корозійностійкі сталі призначені для експлуатації в корозійно-активному середовищі, при парціальному тиску CO_2 більше ніж $2 \cdot 10^5$ Па і відсутності H_2S. У подібних умовах низьколеговані та вуглецеві сталі, що не містять хром, піддаються локальним видам корозії [12]. Зниження витрат при застосуванні труб з корозійностійкої сталі забезпечується в довгостроковому періоді за рахунок зниження витрат на заміну труб і розчин інгібітору корозії.

Підвищення температури, збільшення парціального тиску CO_2 і H_2S, обводнення свердловин, ерозійний вплив породи, що виноситься середовищем, істотно ускладнюють умови експлуатації [14]. Це стимулює виробників та споживачів продукції використовувати додаткові рішення, призначені для конкретних умов експлуатації, що розширюють вимоги стандартів. В даний час практично кожен великий виробник нарізних труб нафтового

Пінчук Софія Йосипівна – д.т.н., проф. НМетАУ
Рослик Ірина Геннадіївна – к.т.н., доц. НМетАУ
Гальченко Галина Юріївна – к.т.н., доц. НМетАУ
Амбражей М.Ю.

Pinchuk Sophia – d.t.s. NMetAU
Roslyk Irene - c.t.s., NMetAU
Galchenko Galina – c.t.s., NMetAU
Ambrazhey M.

сортаменту пропонує продукцію, що розширює вимоги стандарту API Spec 5CT за окремими показаннями (наприклад, призначення труб, їх групу міцності, температуру експлуатації, рівень pH, допустимий парціальний тиск CO_2 і H_2S, припустимість експлуатації в середовищі, яке містить елементарну сірку та хлориди, холодостійкість, стійкість до зминання тощо), навіть без урахування різьбового з'єднання. Наприклад, існують труби з 1%Cr для заводнення пластів [15-17], з 3% Cr [18] для малодебітних свердловин з температурою флюїдів менше 90°C, труби зі сталі з мартенситною та ферито-мартенситною структурою для експлуатації при максимальній температурі 150°C та 180…220°C відповідно [19, 20].

Мета і завдання досліджень

Метою роботи є порівняльний аналіз якості насосно-компресорних труб, виготовлених зі сталей, які містять хром, типу 20Х13 мартенситного класу (група міцності L80 13Cr) різних виробників і дуплексної аустеніто-феритної сталі типу 02Х25Н7М4 (25-7-4 API Spec 5CRA) [9, 10].

Матеріал та методика досліджень

У якості матеріалу дослідження використовували патрубки НКТ типорозміром 73,02×5,51 мм групи міцності L80 13Cr двох різних виробників (відповідно, №1 – PSL 2, №2 – PSL 1), а також патрубок НКТ №3 типорозміром 88,9× 7,34 мм з дуплексної нержавіючої сталі типу Sandvik SAF 2507. Хімічний склад сталей, що досліджували, наведений в таблицях 1 і 2.

Таблиця 1 – Хімічний склад сталі зразків №1 та №2

Номер зразка	Масова частка елементів, %											
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Ti	V
1	0,19	0,27	0,66	0,018	след.	13,6	0,062	0,41	0,014	0,06	0,019	0,032
2	0,18	0,53	0,53	0,013	0,001	13,0	0,020	0,17	0,013	0,13	0,032	0,007
Вимоги стандарту API Spec 5CT, для групи міцності												
L80 9Cr	max 0,15	max 1,0	0,30-0,60	max 0,020	max 0,010	8,0-10,0	0,90-1,10	max 0,50	–	max 0,25	–	–
L80 13Cr	0,15-0,22	max 1,0	0,25-1,0	max 0,020	max 0,010	12,0-14,0	–	max 0,50	–	max 0,25	–	–

Таблиця 2 – Хімічний склад сталі зразка №3

Номер зразка	Масова частка елементів, %											
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Ti	V
3	0,02	0,30	0,37	0,017	0,001	26,2	4,0	5,0	–	0,12	≤0,005	0,073
Технічні вимоги з каталогу виробника												
X2CrNiMoN 25-7-4 *	max 0,03	max 0,8	max 1,2	max 0,025	max 0,015	max 25,0	max 4,0	max 7,0	–	–	–	–

Примітка: вміст азоту не більше 0,3%.

Механічні властивості зразків труб №1 та №2 наведені в таблицях 3, 4, зразка труби №3 – в таблицях 5, 6.

Таблиця 3 – Значення роботи удару (KV, 0°C) поздовжніх зразків №1, №2

Номер зразка	KV_1, Дж	KV_2, Дж	KV_3, Дж	$KV_{ср}$, Дж
1	23,5	23,5	23,5	23,5
2	21,6	17,6	21,6	20,3
Вимоги API Spec 5CT для групи міцності L80 13Cr: min 27 – для повно розмірного зразка (10×10×55 мм); min 6,75 – для нестандартного зразка (10×2,5×55 мм)				

Таблиця 4 – Значення твердості зразків №1, №2

Номер зразка	Твердість за Роквеллом, HRC (по квадрантам)			
	I	II	III	IV
1	19,6-21,1-21,7 ср.20,8	19,3-21,9-21,7 ср.20,9	21,6-22,0-21,8 ср.21,8	19,9-20,3-20,2 ср.20,1
2	23,0-23,0-22,8 ср.22,9	21,9-24,1-22,8 ср.22,9	24,5-25,0-24,8 ср.24,8	24,0-24,9-23,6 ср.24,2
Вимоги API Spec 5CT для групи міцності L80 13Cr – не більше 23 HRC				

Таблиця 5 – Значення роботи удару (KV, 0°C) поздовжнього зразка№3

Номер зразка	KV_1, Дж	KV_2, Дж	KV_3, Дж	$KV_{ср}$, Дж
3	127,2	138,6	129,0	131,6

Таблиця 6 – Значення твердості зразка №3

Номер зразка	Твердість за Роквеллом, HRC (по квадрантам)			
	I	II	III	IV
3	19,6-21,1-21,7 ср.20,8	19,3-21,9-21,7 ср.20,9	21,6-22,0-21,8 ср.21,8	19,9-20,3-20,2 ср.20,1
Технічні вимоги з каталогу виробника – не більш 32 HRC				

Для оцінки корозійної стійкості використовували такі види випробувань: візуальний огляд та фотографування внутрішньої та зовнішньої поверхні труб, кліматичні корозійні випробування, визначення корозійної стійкості до міжкристалітної корозії електрохімічним методом, потенціодинамічні дослідження, методи оптичної металографії.

Кліматичні випробування підготовлених зразків труб проводили згідно з вимогами ДСТУ ISO 9227:2015 в камері соляного туману WEISS SC 450. Тривалість випробувань склала 120 годин. В якості середовища використовували розпилений 5% розчин NaCl (температура середовища – 35°C, температура води зволожувача – 49°C, тиск розпилення – 1,2 бар). Оцінку стійкості сталі проти міжкристалітної корозії проводили за значенням виміряного потенціалу з використанням потенціостатичного пристрою ПІ-2МК-10А за вимогами ГОСТ 9.914-91. Для проведення випробування використовували розчин п.4.3.8 ГОСТ 9.914-91 з температурою 23°C. Електрохімічні потенціодинамічні дослідження проводили за вимогами ГОСТ 9.912-89 з використанням потенціостатичного пристрою ПІ-2МК-10А з прямим та зворотним ходом кривих при швидкості розгорнення потенціалу 1 мВ/сек. Як модельне середовище використовували 3% водний розчин NaCl з температурою 25°C. Випробування проводили за умов природної аерації без перемішування.

Для проведення металографічних досліджень зразки труби розрізали на сегменти, монтували в акриловій смолі холодного твердіння та піддавали стандартній методиці підготовки металографічних шліфів. Для мокрого шліфування використовували шліфувальний папір зернистістю FEPA P240, P400, P800, P1000. Сухе полірування здійснювали на фільтрувальному папері з використанням алмазних паст АСМ НОМ 7/5, 3/2 та 2/1. Залишки пасти видаляли промиванням у бензині та етиловому спирті. Електролітичне полірування здійснювали в стандартному хромово-оцтовому електроліті при напрузі 22 В. В якості катода використовували плоску пластину з аустенітної сталі 12Х18Н10Т. Для травлення за рекомендаціями ASM [21] використовували 20% водний розчин NaOH. Травлення виконували при напрузі 3В, зразок служив анодом, аустенітна сталь типу 12Х18Н10Т – катодом. Час травлення зразків №1 та №2 становив близько десяти хвилин, зразка №3 – 5-10 секунд.

Результати дослідження

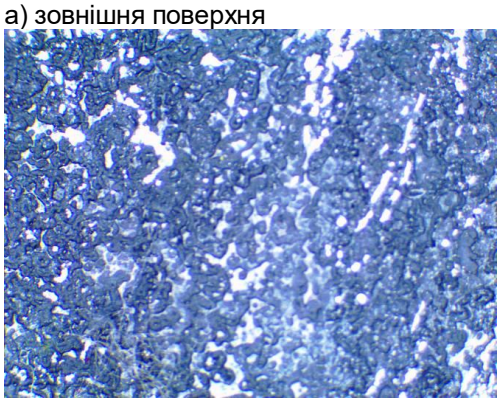
Стан поверхні труб істотно впливає на ініціювання та протікання процесів корозії. Відповідно до п. 7.12 API Spec 5CT [9] та п. 7.10 API Spec 5CRA / ISO 13680 [10], після остаточної термічної обробки на внутрішній поверхні корозійностійких труб не повинно бути окалини. Патрубок труби №1 мав на зовнішній поверхні шар лакофарбового покриття чорного кольору, внутрішня частина труби була покрита окалиною і мала на поверхні сліди прокатного інструменту. Патрубок труби №2 мав на зовнішній та внутрішній поверхні шар окалини (рис. 1). Поверхня зразка патрубка труби №3 мала гладку поверхню без окалини. Результати прискорених кліматичних випробувань зразків досліджених НКТ у камері соляного туману представлені у таблиці 7 та на рисунках 2-3.

Таблиця 7 – Результати кліматичних випробувань зразків НКТ

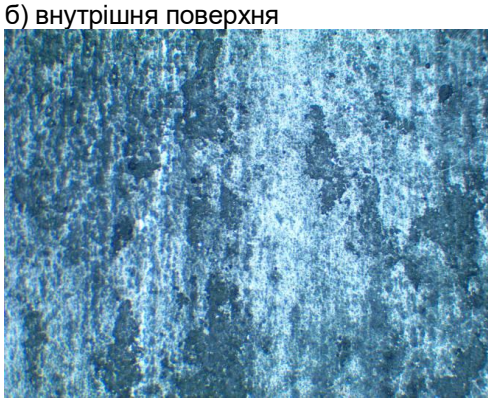
Номер зразка	Товщина покриття на зовнішній поверхні труби, мкм	Адгезія, бал		Ступінь ураження поверхні корозією, %					
		до випробувань	після випробувань	24 часа		48 часов		120 часов	
				зовн.	внутр.	зовн.	внутр.	зовн.	внутр.
1	57,6-98,5	1	1	0-3	3-5	3-5	20-25	5-7	20-40
2	–	–	–	10-15	0	25-30	0-3	25-30	3-5

а) зовнішня поверхня

б) внутрішня поверхня



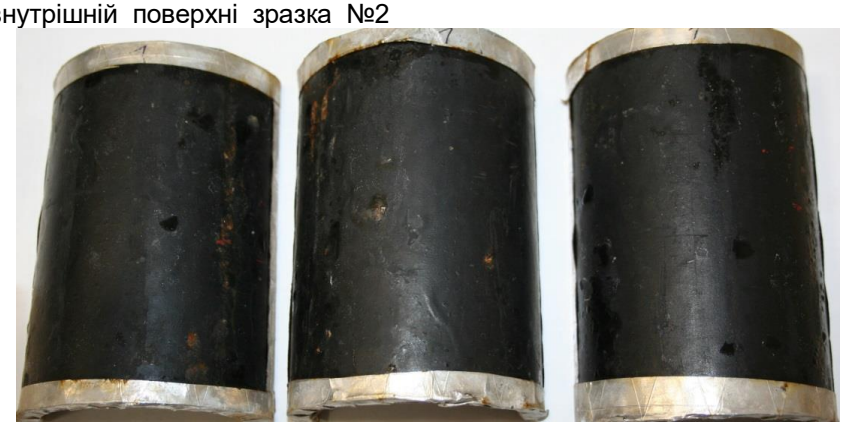
в) зовнішня поверхня, ×6,3



г) внутрішня поверхня, ×6,3

Рис. 1 – Поверхня труби №2

Результати кліматичних випробувань зразків насосно-компресорних труб показують, що ступінь ураження корозією внутрішньої поверхні зразка №1 після 120 годин випробувань становить 20-40%, тоді як на внутрішній поверхні зразка №2 спостерігається лише 3-5% уражень корозією. Це пов'язано з наявністю оксидів на внутрішній поверхні зразка №2, які, ймовірно, блокують корозійні процеси в початковий момент випробувань.



а) зовнішня поверхня труб

б) внутрішня поверхня труб

Рис. 2 – Зразки труби №1 після 120 годин випробувань в камері сольового туману

а) зовнішня поверхня труб

б) внутрішня поверхня труб

Рис. 3 – Зразки труби №2 після 120 годин випробувань в камері сольового туману

В результаті випробувань на міжкристалітну корозію встановлено, що потенціал корозії зразка №1 становить мінус 0,13 В, потенціал корозії зразка №2 становить мінус 0,19 В, а потенціал корозії зразка №3 (Sandvik SAF 2507) становить плюс 0,15 В. Відповідно до ГОСТ 9.914-91 на зразках сталі, нестійкої до міжкристалітної корозії, встановлюється потенціал мінус 0,2 В і більш негативний, а на зразках сталі, стійкої до міжкристалітної корозії – від плюс 0,3 В до плюс 0,6 В. Відповідно, сталь зразка №2 є менш стійкою до міжкристалітної корозії, ніж сталь зразка №1, а зразок №3 (Sandvik SAF 2507) є стійкішим до міжкристалітної корозії, ніж інші зразки.

Результати електрохімічних потенціодинамічних досліджень наведено на рис. 4.

Порівняльні випробування показують, що найбільш стійким до пітингової корозії є зразок №3 (Sandvik SAF 2507). У цього виду труби спостерігається найбільший базис пітингової стійкості 1,37 В, що говорить про високий опір її до пітингової корозії. На зразках №1 і №2 сталі 20Х13 встановлено базис пітингової стійкості 0,57 В та 0,39 В, відповідно. Також для зразка №3 густина струму в 4 рази менше, ніж для зразка №1 і в 3 рази менше, ніж для зразка №2.

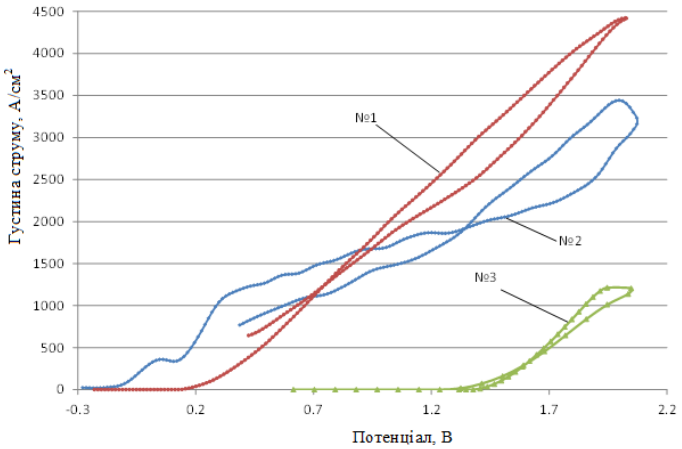
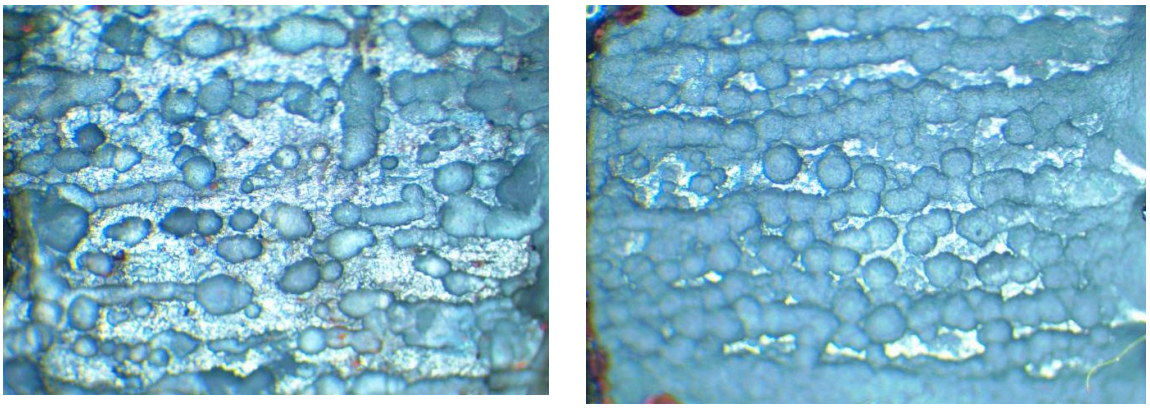


Рис. 4 – Потенціодинамічні криві з прямим та зворотнім ходом (позначення в тексті)

Було проведено додаткове дослідження стану поверхні зразків після випробувань. Фотографії на рис. 5 підтверджують одержані результати.



а) №1 б) №2

Рис. 5 – Зовнішній вигляд поверхні зразків після електрохімічних випробувань на стійкість до пітингів, ×16

Металографічний контроль мікроструктури труб групи міцності L80 13Cr не передбачений вимогами стандарту API Spec 5CT (зразки №1 та №2), однак був проведений для отримання додаткової інформації про якість та вид проведеної термічної обробки (рис. 6-9).

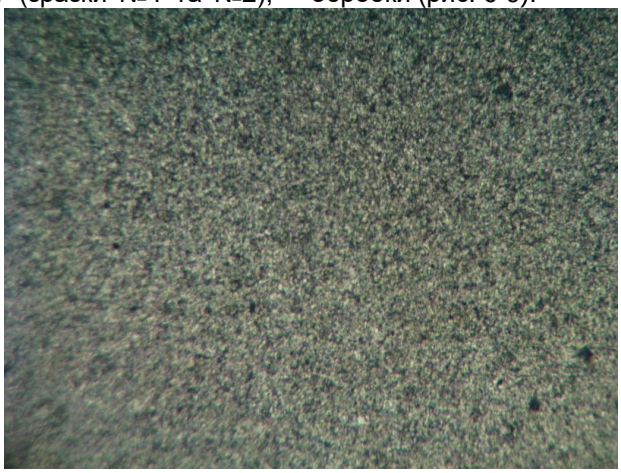


Рис. 6 – Мікроструктура зразка №1, ×125

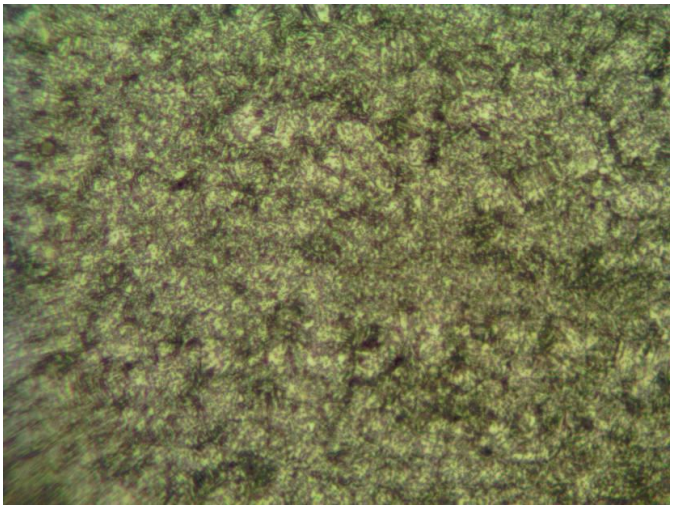


Рис. 7 – Мікроструктура зразка №1, ×500

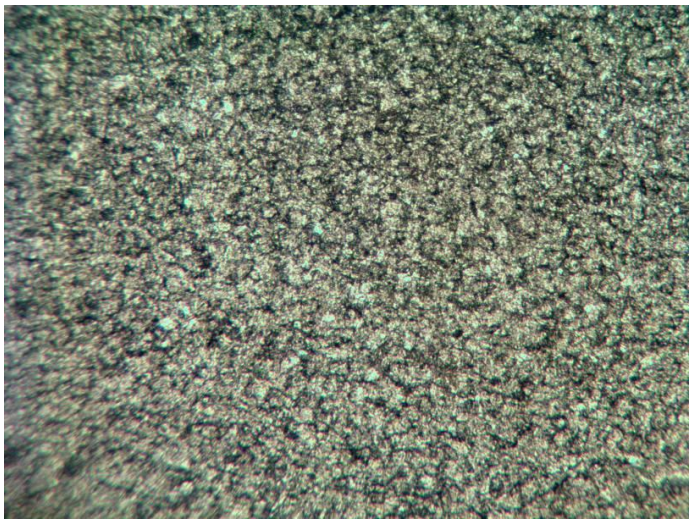


Рис. 8 – Мікроструктура зразка №2, ×125

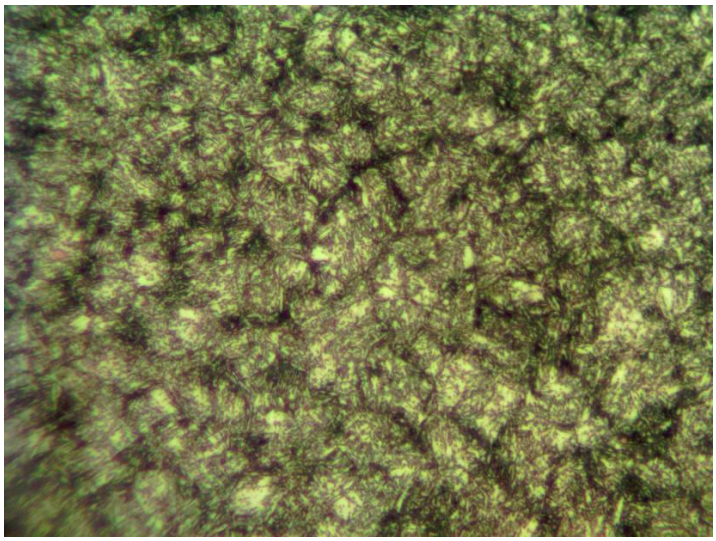


Рис. 9 – Мікроструктура зразка №2, ×500

Мікроструктура зразка №1 представлена продуктами високого відпуску – дрібнодисперсними сфероїдизованими карбідами у феритній матриці. Мікроструктура зразка №2 представлена відпущеним мартенситом, карбіди не відображені при використаних збільшеннях. Мікроструктура зразка №1 більш дрібнодисперсна порівняно із зразком №2 (див. рис. 7 та рис. 9). Це свідчить про неповне завершення процесів відпуску у матеріалі зразка №2 (недостатня температура чи тривалість відпуску).

Мікроструктури двофазної аустенітно-феритної сталі типу SAF 2507 (зразок №3) наведено на рис. 10-11.

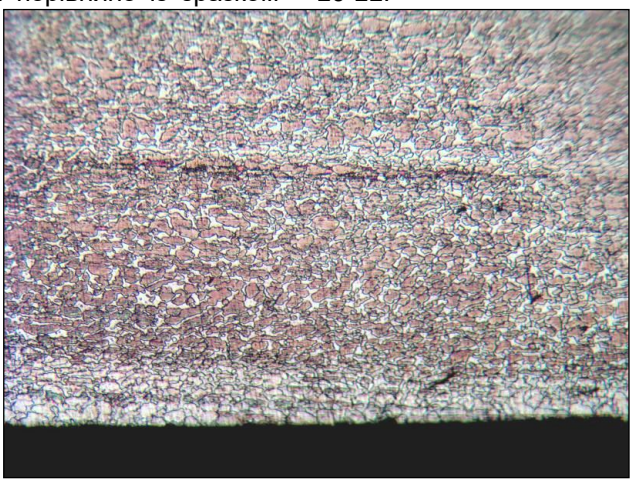


Рис. 10 – Мікроструктура зразка №3, ×125

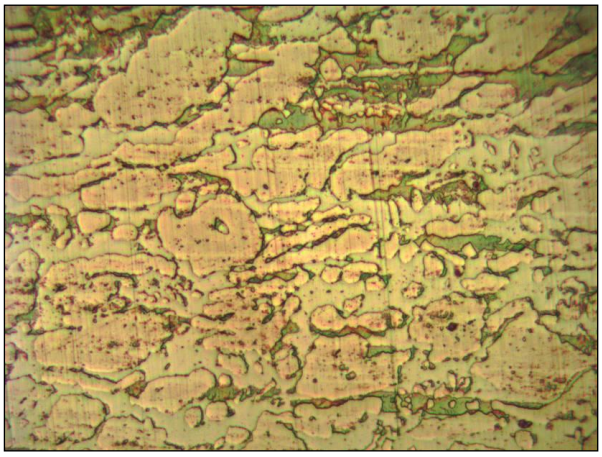


Рис. 11 – Мікроструктура зразка №3, ×500

Висновки

Проведено порівняльний аналіз якості насосно-компресорних труб, виготовлених зі сталей, які містять хром, типу 20Х13 мартенситного класу (група міцності L80 13Cr) і дуплексної аустеніто-феритної сталі типу 02Х25Н7М4 (SAF 25 Spec 5CRA). Визначено:

1. Найбільш корозійностійкою є дуплексна аустеніто-феритна сталь типу 02Х25Н7М4. Дана сталь є чудовим матеріалом для експлуатації в середовищах, що містять хлориди та при підвищених температурах (до 250…300 °С), у тому числі в складнонапруженому стані. Але виготовлення нарізних труб з цієї сталі пов'язане з низкою технологічних складнощів, це, безсумнівно, викликає збільшення їх вартості. Тому, використання даного матеріалу для виготовлення обсадних та насосно-компресорних труб економічно не доцільно поряд з можливими технічними труднощами в експлуатації, наприклад, такими як нарізка різьблення.

2. Результати мікроструктурних досліджень свідчать про порушення технологічного процесу прокатки чи термічної обробки у процесі виробництва труби зразок №2. Цей чинник впливає на зниження стійкості цієї сталі до появи пітингів. Встановлено знижений базис пітингової стійкості 0,39 В, в порівнянні із зразком №1 0,57 В.

3. Кліматичні випробування зразків труб показують, що ступінь ураження корозією внутрішньої поверхні зразка №1 після 120 годин випробувань становить 20-40 %, тоді як на внутрішній поверхні зразка №2 спостерігається лише 3-5% уражень корозією. Це пов'язано з наявністю високотемпературних оксидів (окалина) на внутрішній поверхні зразка №2, які, ймовірно, блокують корозійні процеси в початковий момент випробувань.

Бібліографічний опис

1. Alamri A. H. Localized Corrosion and Mitigation Approach of Steel Materials Used in Oil and Gas Pipelines-An overview. *Engineering Failure Analysis.* 2020. P. 104735. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104735

2. Ueda M. 2006 FN speller award lecture: development of corrosion-resistance alloys for the oil and gas industry – based on spontaneous passivity mechanism. *Corrosion*. 2006. Т. 62, №. 10. P. 856 − 867. https://doi.org/10.5006/1.3279895

3. Popoola L. T. et al. Corrosion problems during oil and gas production and its mitigation. *International Journal of Industrial Chemistry.* 2013. Т. 4, №. 1. С. 1−15. https://doi.org/10.1186/2228-5547-4-35. https://link.springer.com/article/10.1186/2228-5547-4-35

4. Al-Janabi Y. T. An overview of corrosion in oil and gas industry: upstream, midstream, and downstream sectors. *Corrosion Inhibitors in the Oil and Gas Industry.* 2020. P. 1−39. https://doi.org/10.1002/9783527822140.ch1

5. Dong B. et al. Major corrosion influence factors analysis in the production well of CO_2 flooding and the optimization of relative anti-corrosion measures. *Journal of Petroleum Science and Engineering.* 2021. Т. 200. P. 108052. https://doi.org/10.1016/j.petrol.2020.108052

6. Yin Z. F. et al. Characterization of corrosion product layers from CO_2 corrosion of 13Cr stainless steel in simulated oilfield solution. *Journal of Materials Engineering and Performance.* 2011. Т. 20, №. 7. P. 1330 − 1335. https://doi.org/10.1007/s11665-010-9769-z

7. Li Y. Y. et al. Galvanic corrosion between N80 carbon steel and 13Cr stainless steel under supercritical CO_2 conditions. *Corrosion Science.* 2019. Т. 147. P. 260 − 272. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2018.11.025

8. ISO 10405:2000 Petroleum and natural gas industries – Care and use of casing and tubing. –p. 39. 2000-03-01.

9. API Spec 5CT / ISO 11960:2014 Petroleum and natural gas industries -- Steel pipes for use as casing or tubing for wells. –P. 264. –2014-01-15.

10. API Spec 5CRA / ISO 13680:2010 Petroleum and natural gas industries -- Corrosion-resistant alloy seamless tubes for use as casing, tubing and coupling stock -- Technical delivery conditions. –p. 264. –2010-09-01.
11. Corrosion Resistant High Cr Steel for Oil and Gas Wells. *JFE GIHO*. No. 29 (Feb. 2012), P. 61–63. [JFE TECHNICAL REPORT №18]
12. Cerruti S. An overview of corrosion resistant alloy steel selection and requirements for oil and gas industry. *AGIP Divisione Esplorazione e Produzione.* 1998. P. 9.
13. OCTG Product Selection Guide (VAM Connection, OCTG grades) . URL: http://www.vallourec.com/OCTG/EN/E-Library/vamconnections/octgproducts/24-02-Brochure-OCTG.pdf
14. Javidi M., Saeedikhani M., Omidi R. Failure analysis of a gas well tubing due to corrosion: a case study. *Journal of failure analysis and prevention*. 2012. T. 12, №. 5. P. 550-557. https://doi.org/10.1007/s11668-012-9595-8
15. Pfennig A., Bäßler R. Effect of CO_2 on the stability of steels with 1% and 13% Cr in saline water. *Corrosion Science*. 2009. T. 51, №. 4. C. 931-940. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2009.01.025
16. Hua Y. et al. Comparison of corrosion behavior of X65, 1Cr, 5Cr and 13Cr steels in water-containing supercritical CO_2 environments with SO2/O2 . *CORROSION 2016*. – OnePetro, 2016.
17. Carvalho D. S., Joia C. J. B., Mattos O. R. Corrosion rate of iron and iron–chromium alloys in CO_2 medium. *Corrosion Science*. 2005. T. 47, №. 12. P. 2974-2986. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2005.05.052
18. Lin X. et al. Effect of O_2 on corrosion of 3Cr steel in high temperature and high pressure CO_2–O_2 environment. *Applied Surface Science.* 2015. T. 329, P. 104-115. https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2014.12.109
19. Cabet C. et al. Ferritic-martensitic steels for fission and fusion applications. *Journal of Nuclear Materials*. 2019. T. 523, P. 510-537. https://doi.org/10.1016/j.jnucmat. 2019.05.058
20. Calabrese L. et al. Monitoring of 13% Cr martensitic stainless steel corrosion in chloride solution in presence of thiosulphate by acoustic emission technique. *Corrosion Science*. 2016. T. 111. P. 151-161. https://doi.org/10.1016/j.corsci. 2016.05.010
21. ASM Handbook Volume 9: Metallography And Microstructures. –p. 1184 p. –[ISBN 978-0871707062].

References

1. Alamri A. H. Localized Corrosion and Mitigation Approach of Steel Materials Used in Oil and Gas Pipelines-An overview. *Engineering Failure Analysis.* 2020. P. 104735. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104735
2. Ueda M. 2006 FN speller award lecture: development of corrosion-resistance alloys for the oil and gas industry – based on spontaneous passivity mechanism. *Corrosion*. 2006. T. 62, №. 10. P. 856 − 867. https://doi.org/10.5006/1.3279895
3. Popoola L. T. et al. Corrosion problems during oil and gas production and its mitigation. *International Journal of Industrial Chemistry.* 2013. T. 4, №. 1. C. 1−15. https://doi.org/10.1186/2228-5547-4-35
4. Al-Janabi Y. T. An overview of corrosion in oil and gas industry: upstream, midstream, and downstream sectors. *Corrosion Inhibitors in the Oil and Gas Industry.* 2020. P. 1−39. https://doi.org/10.1002/9783527822140.ch1
5. Dong B. et al. Major corrosion influence factors analysis in the production well of CO_2 flooding and the optimization of relative anti-corrosion measures. *Journal of Petroleum Science and Engineering.* 2021. T. 200. P. 108052. https://doi.org/10.1016/j.petrol.2020.108052
6. Yin Z. F. et al. Characterization of corrosion product layers from CO_2 corrosion of 13Cr stainless steel in simulated oilfield solution. *Journal of Materials Engineering and Performance.* 2011. T. 20, №. 7. P. 1330 − 1335. https://doi.org/10.1007/s11665-010-9769-z
7. Li Y. Y. et al. Galvanic corrosion between N80 carbon steel and 13Cr stainless steel under supercritical CO_2 conditions. *Corrosion Science.* 2019. T. 147. P. 260 − 272. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2018.11.025
8. ISO 10405:2000 Petroleum and natural gas industries – Care and use of casing and tubing. –p. 39. 2000-03-01.
9. API Spec 5CT / ISO 11960:2014 Petroleum and natural gas industries -- Steel pipes for use as casing or tubing for wells. –P. 264. – 2014-01-15.
10. API Spec 5CRA / ISO 13680:2010 Petroleum and natural gas industries -- Corrosion-resistant alloy seamless tubes for use as casing, tubing and coupling stock -- Technical delivery conditions. –p. 264. –2010-09-01.
11. Corrosion Resistant High Cr Steel for Oil and Gas Wells. *JFE GIHO*. No. 29 (Feb. 2012), P. 61–63. [JFE TECHNICAL REPORT №18]
12. Cerruti S. An overview of corrosion resistant alloy steel selection and requirements for oil and gas industry. *AGIP Divisione Esplorazione e Produzione.* 1998. P. 9.
13. OCTG Product Selection Guide (VAM Connection, OCTG grades) . URL: http://www.vallourec.com/OCTG/EN/E-Library/vamconnections/octgproducts/24-02-Brochure-OCTG.pdf

14. Javidi M., Saeedikhani M., Omidi R. Failure analysis of a gas well tubing due to corrosion: a case study. *Journal of failure analysis and prevention*. 2012. T. 12, №. 5. P. 550-557. https://doi.org/10.1007/s11668-012-9595-8

15. Pfennig A., Bäßler R. Effect of CO_2 on the stability of steels with 1% and 13% Cr in saline water. *Corrosion Science*. 2009. T. 51, №. 4. C. 931-940. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2009.01.025

16. Hua Y. et al. Comparison of corrosion behavior of X65, 1Cr, 5Cr and 13Cr steels in water-containing supercritical CO_2 environments with SO2/O2 . *CORROSION 2016*. – OnePetro, 2016.

17. Carvalho D. S., Joia C. J. B., Mattos O. R. Corrosion rate of iron and iron–chromium alloys in CO_2 medium. *Corrosion Science*. 2005. T. 47, №. 12. P. 2974-2986. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2005.05.052

18. Lin X. et al. Effect of O_2 on corrosion of 3Cr steel in high temperature and high pressure CO_2–O_2 environment. *Applied Surface Science.* 2015. T. 329, P. 104-115. https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2014.12.109

19. Cabet C. et al. Ferritic-martensitic steels for fission and fusion applications. *Journal of Nuclear Materials*. 2019. T. 523, P. 510-537. https://doi.org/10.1016/j.jnucmat. 2019.05.058

20. Calabrese L. et al. Monitoring of 13% Cr martensitic stainless steel corrosion in chloride solution in presence of thiosulphate by acoustic emission technique. *Corrosion Science*. 2016. T. 111. P. 151-161. https://doi.org/10.1016/j.corsci. 2016.05.010

21. ASM Handbook Volume 9: Metallography And Microstructures. –p. 1184 p. –[ISBN 978-0871707062].

УДК 669.15-168 https://doi.org/10.34185/tpm.3.2021.10

Пройдак Ю.С., Ольшанський В.І., Гогенко О.О., Камкіна Л.В., Філіппов І.Ю., Мяновська Я.В., Сідорський О.В.

Дослідно промислові випробування спікання агломерату з дрібнодисперсним марганцевим концентратом

Proidak Yu., Olshansky V., Hogenko O., Kamkina L., Filippov I., Myanovska Ya., Sidorsky O.

Experimental industrial tests of sintering sinter with finely dispersed manganese concentrate

Об'єкт дослідження – металургійна технологія залучення дрібнодисперсних марганцевих концентратів, що утворюються при видобутку та збагаченні вихідної сировини, у виробництво марганцевого агломерату.
Мета роботи – на основі результатів аналізу фізико-хімічних процесів при спіканні марганцевого агломерату та експериментальних досліджень розробити інноваційні технологічні рішення та рекомендації по технології спікання агломерату з підвищеною до 60% часткою в шихті
Методи дослідження – теоретичні дослідження процесів агломерації концентратів базуються на основних положеннях фізичної хімії і теорії металургійних процесів. Розрахунки термодинамічної рівноваги оксидних систем, адекватних агломераційним, основані на теорії Гіббса та реалізовані за допомогою комп'ютерної програми «FASTSage 6.0»; для визначення внутрішньої будови марганцевої руди та марганцевих концентратів залучені рентгенівські методи дослідження - рентгенівський дифрактометр ДРОН-2; використаний метод математичної статистики для обробки результатів.
Встановлено мінералогічну мікроструктуру рудних марганцевих концентратів і дрібнодисперсного концентрату збагачення марганцевої руди.
Визначено раціональну схему попередньої підготовки дрібнодисперсних відходів збагачення марганцевої руди для використання в металургійних процесах; встановлено раціональну кількість відходів збагачення марганцевої руди у вихідній шихті; доведена можливість повернення 50…70% (проти звичайного 10…15 %) дрібнодисперсного (фракції 0-1 мм) марганцевого концентрату 2 сорту в шихту виробництва марганцевого агломерату за рахунок використання реагенту торф гідроксидний (РТГ) у кількості 5…7% з одночасним підвищенням міцності гранул агломерату вдвічі.
Ключові слова: МАРГАНЦЕВА РУДА, ДРІБНОДИСПЕРСНИЙ МАРГАНЦЕВИЙ КОНЦЕНТРАТ, АГЛОМЕРАЦІЯ, ОПЛАВЛЕНИЙ АГЛОМЕРАТ, МІКРОСТРУКТУРА, МІЦНІСТЬ АГЛОМЕРАТУ, ПОПЕРЕДНЯ ОБРОБКА АГЛОМЕРАТУ, ВИПЛАВКА СИЛІКОМАРГАНЦЮ
The object of research is the metallurgical technology of involving fine manganese concentrates formed during the extraction and enrichment of raw materials in the production of manganese agglomerate.
The purpose of the work - based on the results of analysis of physicochemical processes in the sintering of manganese agglomerate and experimental research to develop innovative technological solutions and recommendations for sintering sintering technology with increased to 60% share in the charge
Research methods - theoretical studies of concentrate agglomeration processes are based on the basic principles of physical chemistry and the theory of metallurgical processes. Calculations of thermodynamic equilibrium of oxide systems, adequate to agglomeration, are based on Gibbs theory and implemented using the computer program "FASTSage 6.0"; to determine the internal structure of manganese ore and manganese concentrates involved X-ray research methods - X-ray diffractometer DRON-2; used the method of mathematical statistics to process the results.
The mineralogical microstructure of ore manganese concentrates and fine concentrate of manganese ore beneficiation has been established.
The rational scheme of preliminary preparation of fine wastes of manganese ore beneficiation for use in metallurgical processes is determined; the rational amount of manganese ore beneficiation waste in the initial charge is established; the possibility of returning 50… 70% (against the usual 10… 15%) of fine (fraction 0-1 mm) manganese concentrate of the 2nd grade in the charge of manganese agglomerate production due to the use of reagent peat hydroxide (RTG) in the amount of 5… 7% with simultaneous increase in the strength of the agglomerate granules twice.
Key words: MANGANESE ORE, FINE DISPERSE MANGANESE CONCENTRATE, AGGLOMERATION, MELTED AGGLOMERATE, MICROSTRUCTURE, STRENGTH OF AGLOMERATE

Постановка задачі. З теорії та практики агломераційних процесів відомий комплекс важких задач, які пов'язані з отриманням з дрібнофракційних концентратів, наприклад, залізо- або марганцеворудних агломератів необхідної металургійної якості при задовільних техніко-економічних та екологічних показниках виробництва [1-10].

Відомі математичні моделі оптимізації продуктивності агломераційних машин, що базуються на обліку взаємопов'язаних факторів: швидкості руху візків агломашини, вертикальної швидкості спікання шихти, швидкості фільтрації повітря у шарі агломераційної шихти [11 - 16]. Запропоновано наступний базовий комплекс параметрів аглошихти з

Пройдак Юій Сергійович – д.т.н., проф. НМетАУ
Ольшанський В.І. ., Нікопольский Завод Феросплавів
Гогенко О.О., ЧП«Торфдом».
Камкіна Людмила Володимирівна – д.т.н., проф. НМетАУ
Філіппов Ігор Юрійович – к.т.н., Нікопольский Завод Феросплавів
Мяновська Яна Валеріївна – д.т.н., проф.НМетАУ
Сідорський Олександр Володимирович – ЧП«Торфдом».

Proidak Yurii – d.t.s. NMetAU
Olshansky V.I., Nikopol Ferroalloys Plant
Hogenko O.O., private enterprise Torfdom
Kamkina Lydmila – d.t.s. NmetAU
Filippov Ihor – c.t.s. Nikopol Ferroalloys Plant

Myanovska Yana – d.t.s. NmetAU
Sidorsky Oleksandr - private enterprise Torfdom

урахуванням кількох факторів: загальний газодинамічний опір шару; висота шару; насипна щільність; грансостав аглошихти (фракційність матеріалу, що спікається) виражена через еквівалентний діаметр окомкованої шихти) [15]. Поряд із цим ведуться роботи з підвищення якості агломерату на основі технології підготовки твердого палива. Важливими параметрами є також температура аглошихти; вологість аглошихти; частка повернення/вихід придатного; вміст вуглецю в агломераті; вміст тонкозернистого концентрату в аглошихті.

На цей час ставиться важливе завдання щодо розробки та промислового освоєння виробництва марганцевого агломерату із залученням можливо більшої кількості до складу аглошихти, поряд з базовими концентратами, дрібнозернистого концентрату УМС-1 «-1 мм», продуктів збагачення марганцевої руди при помірній витраті реагенту торфгідроксидного, як компонента, що сприяє окомкуванню аглосуміші. Крім того, з урахуванням транспортування агломерату та його подачею в піч, виникає стан пиловиносу та забруднення біля пічного простору.

Для ефективного використання агломерату у феросплавній печі, агломерат повинен мати певний комплекс властивостей, а саме:

- високу механічну міцність, яка здатна забезпечити заданий стабільний гранулометричний склад при транспортуванні, перевантаженні та загрузці в піч;
- стабільний хімічний склад при високому вмісті марганцю та мінімальній кількості шкідливих домішок;
- високими показниками відновлювальності.

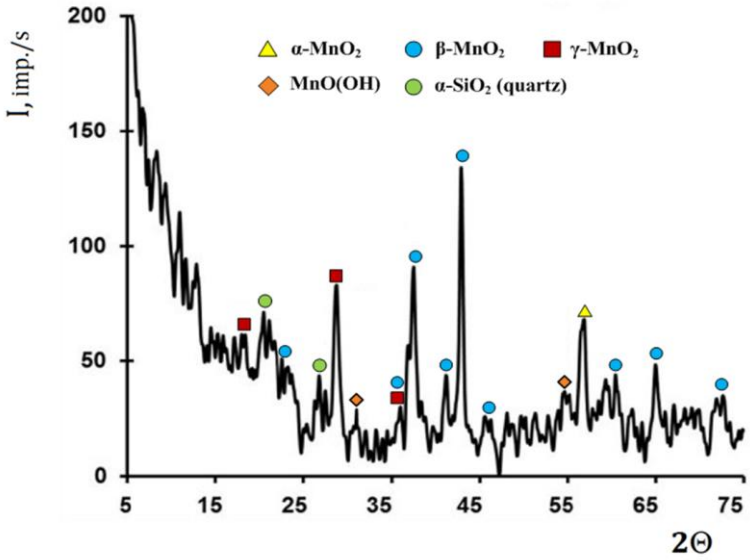
У процесі формування внутрішньої структури агломерату вирішальну роль виконує вуглець твердого палива як внутрішнє джерело тепла [11]. Зовнішнє тепло, що надходить із продуктами згорання газу, необхідно в початковий період нагрівання для забезпечення активізації внутрішнього джерела. У цьому випадку зовнішнє джерело тепла служить не тільки для активізації внутрішнього нагріву, але й для створення певного рівня температур та складу газової фази. У процесі безперервного нагріву рудно-паливних матеріалів у складному за складом окисному газовому середовищі для створення найкращих умов утворення блокової структури одержуваного спеку необхідно забезпечувати максимальне використання внутрішнього джерела тепла - вуглецю твердого палива за рахунок оптимізації його гранулометричного складу та рівномірного розподілу у вихідних системах.

Отримані залежності зміни характеристик процесу нагрівання рудно-паливних зразків у газовій фазі складного складу дозволили уточнити механізм окиснення розподіленого у вихідних матеріалах добавок твердого палива та відновлення при цьому оксидів заліза. Для найбільш повного використання твердого палива як внутрішнього джерела тепла при формуванні блокової структури залізорудного агломерату найбільш доцільно забезпечувати в шарі газову фазу, що не містить діоксид вуглецю з концентрацією кисню в ній 8.10%, а в шихту вводити не більше 7,5. 8,0% твердого палива.

Рентгеноструктурний аналіз структури марганцевих концентратів.

Для дослідження структури марганцевих концентратів застосовано рентгенівський структурний аналіз. Мінеральний склад марганцевих концентратів досліджували рентгеноструктурним методом на дифрактометрі ДРОН-2 в монохроматичному Cu-випромінюванні. Міжплощинні відстані при відповідних їм значеннях інтенсивності відображення рентгенівських променів від досліджуваних зразків концентратів визначали методом порівняння отриманих даних з відповідними табличними даними, наведеними в довідниках по рентгеноструктурному аналізу речовин. Вихідними об'єктами для дослідження були три зразка марганцевих оксидних концентратів, по одному зразку карбонатного концентрату 1 сорту і дрібнодисперсного концентрату 2 сорту.

Марганцеві концентрати отримані за схемою гравітаційно-магнітного збагачення сирої марганцевої оксидної та карбонатної руди. Марганцеві оксидні концентрати відрізняються вмістом марганцю і кремнію. Карбонатний концентрат має високий вміст карбонатів $CaCO_3$, $(Mn,Ca)CO_3$, що є характерним для карбонатних марганцевих руд та високі втрати при прожарюванні (в.п.п). Результати визначення структурних складових оксидного концентрату 1 сорту представлено на рис. 1.

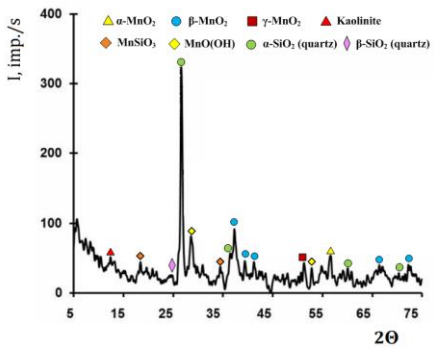


γ-MnO_2: 4,92; 3,08; 2,48; αSiO_2 (quartz): 4,29; 3,32;
β-MnO_2 : 3,48; 2,48; 2,41; 2,21; 2,1; 1,98; 1,57; 1,41; 1,31;
α-MnO_2: 1,63; MnO(OH): 2,65; 1,67

Рисунок 1. Рентгенівська дифрактограма марганцевого оксидного концентрату 1 сорту

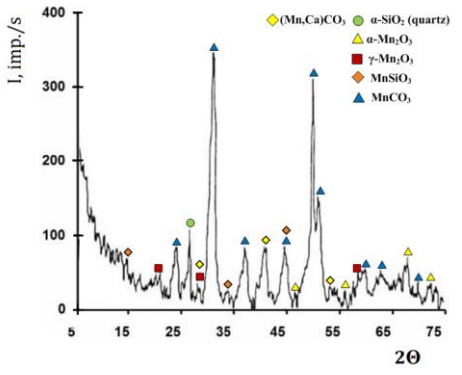
Основними мінералами марганцю у концентраті зразка оксидного концентрату 1 сорту є: α-, β-, γ-MnO_2. Найбільш представницьким є мінерал β-MnO_2, який відповідає мінералу піролюзиту. Оскільки дослідження проводили для полімінерального агрегату, то кожний мінеральний вид із складу проби представлений на рентгенограмі декількома характерними для нього відображеннями.

Марганцеві мінеральні фази концентрату окисно-зернистого фракції 0-1мм характеризуються суттєво меншою інтенсивністю рентгенівського випромінювання для марганцевих мінералів α-, β-, γ-MnO_2. Ідентифіковано наявність випромінювання MnO(OH) та метасиліката $MnSiO_3$ і мінерала породи коалініту $Al_2O_3 \cdot 2SiO_2 \cdot 2H_2O$, що є характерним для оксидної руди. Виділяється пік для α-кварцу, а манганіту і піролюзиту значно менше.



α-MnO_2: 1,63; β-MnO_2 : 3,48; 2,41; 2,21; 2,1; 1,41; 1,31; γ-MnO_2: 1,83;
Kaolinite: 7,08; $MnSiO_3$: 4,82; 2,62; MnO(OH): 2,65; 1,67;
αSiO_2 (quartz): 3,32; 2,45; 1,54; 1,37; β-SiO_2 (quartz): 3,41

Рисунок 2. Рентгенівська дифрактограма окисно-зернистого марганцевого концентрату 2 сорту фракції 0-1 мм



α-Mn_2O_3: 1,98; 1,61; 1,41; 1,31; γ-Mn_2O_3: 4,92; 3,08; 1,57; $MnSiO_3$: 6,51; 2,63; 2,01;
(Mn,Ca)CO_3: 3,08; 2,28; 1,62; $MnCO_3$: 3,69; 2,86; 2,41; 2,01; 1,81; 1,77; 1,54; 1,47; 1,38;
αSiO_2 (quartz): 3,3

Рисунок 3. Рентгенівська дифрактограма карбонатного марганцевого концентрату 1 сорту

Мінеральний склад даного концентрату має найбільш високу інтенсивність рентгенівського випромінювання для мінералу родохрозиту $MnCO_3$. Досить близькі інтенсивності випромінювання родоніту $MnSiO_3$, карбонату кальцит-родохрозіту (Mn,Ca)CO_3, та значно меншій інтенсивності для поліморфних модифікацій оксидних мінералів марганцю α-Mn_2O_3 (курнакіт) і β-Mn_2O_3 (біксбіїт), а також α-SiO_2.

Одержані дані рентгеноструктурного аналізу мінерального складу і кристалічної структури марганцевих оксидних концентратів, що виробляються на АТ ПГЗК за гравітаційно-магнітною схемою, оксидно-зернистого концентрату фракції 0-1 мм та карбонатного концентрату, мають схожі різновидності марганцевих мінералів і порожньої породи. У складі карбонатного концентрату висока наявність

родохрозиту $MnCO_3$ та манганіту типу $(Mn,Ca)CO_3$. Для окисно-зернистого концентрату фракції 0-1 мм встановлено суттєво меншу інтенсивність рентгенівського випромінювання для марганцевих мінералів α-, β-, γ- MnO_2. Ідентифіковано наявність випромінювання MnO(OH) та метасиліката $MnSiO_3$ і мінерала породи коалініту $Al_2O_3 \cdot 2SiO_2 \cdot 2H_2O$.

Експериментальне визначення теплових ефектів реакцій і фазових переходів при нагріванні марганцевих концентратів

Для оцінки величин ендотермічних і екзотермічних ефектів в залежності від температури при тепловій обробці марганцевих концентратів застосовано диференціальний термічний аналіз (ДТА). Дослідження проводили на дериватографі DERIVATOGRAPH-Q-1500 D системи F.Paulik, J.Paulik, L.Erdey впри нагріванні зразків концентратів в інтервалі температур 20-1000°С. В якості еталона використано порошок глинозему кристалічної структури α-Al_2O_3 (α-корунд), який попередньо прожарили до 1500°С. В якості еталону при визначенні теплових ефектів реакцій і фазових переходів при нагріванні марганцевих концентратів використовували теплоту термічної дисоціації $CaCO_3$ $\Delta H_{0обр.}$=-1206,6 кДж/моль.

Реакція термічної дисоціації $CaCO_3$ має вигляд:

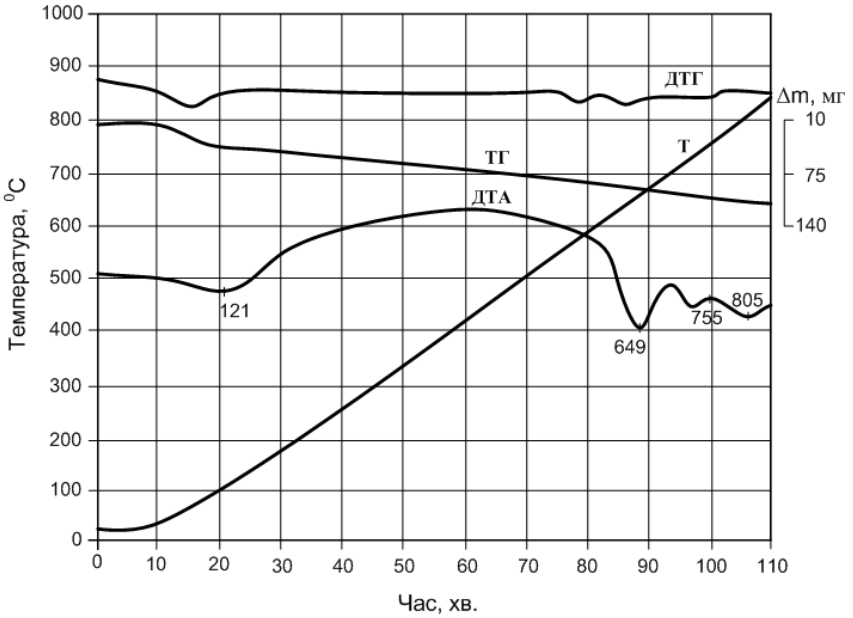
$$CaCO_3 = CaO_{тв} + CO_{2газ}, \quad (1)$$

$$\Delta G^0_{298} = 168245 - 143{,}79T, \text{ кДж/моль}.$$

Температура при якій досягається рівновага реакції дисоціації карбонату кальцію (ΔG^0_{298} =0) при $P_{CO_2} = 101$ кПа дорівнює 1170 К (897,0°С). Ентальпія реакції термічної дисоціації ΔH_0 = 168,245 кДж/моль $CaCO_3$.

Об'єктом дослідження були представницькі зразки марганцевих оксидних концентратів, які використовуються у складі аглошихти при спіканні марганцевого агломерату. Наважки марганцевих концентратів $M_{поч.}$ = 1000 мг. Швидкість нагріву зразків марганцевих концентратів становила 10°С/хв. В даному випадку метод ДТА застосовано для виявлення особливостей термічних ефектів при нагріванні зразків концентрату 2 сорту фракції 0-1 мм, отриманих при збагаченні оксидної марганцевої руди. Виявлені при цьому особливості термічних ефектів, при зіставленні з термічними ефектами марганцевих мінералів дають інформацію про можливі істотні зміни природи марганцевих мінералів в залежності від фракційного складу або знаходженні в якості матеріалів техногенного походження.

Марганцеві концентрати використовуються в якості компонента агломераційної суміші при спіканні агломерату. При нагріванні з концентратами відбуваються процеси втрати вологи, дисоціація, фазові перетворення, що супроводжується відповідними тепловими ефектами. На рис. 2.6 представлена дериватограма, в якості об'єкта дериватографічного дослідження використано зразок оксидного марганцевого концентрату 1 сорту наступного складу (% мас.): 45,3 Mn; 13,1 SiO_2; 2,2 CaO; 1,4 MgO; 2,0 Al_2O_3; 3,1 Fe_2O_3; 0,23 P; 12,2 в.п.п.



Т - крива температури; ТГ - крива зміни маси зразки; ДТА – крива диференційного термічного аналізу; ДТГ - крива швидкості зміни маси

Рисунок 4 Дериватограма зразка оксидного марганцевого концентрату 1 сорту: $M_{поч}$ = 1000 мг, $M_{кін}$ = 770 мг, V = 10˚С/хв.

На кривій ДТА зразку концентрату спостерігається ряд інтенсивних ендотермічних ефектів, піки яких відповідають температурам: 121°С (657 Дж); 649°С (1602 Дж); і більш слабкі ефекти при 755°С; 805°С. При 224°С спостерігається незначний екзотермічний ефект. Основна втрата ваги зразка (крива ТГ) відповідає піку при 649°С. Слід відмітити також існування ефектів, які перекриваються

при температурах 700-820°С. В оксидних рудах відсутні моно мінеральні рудні агрегати,. Результати рентгеноструктурного дослідження мінерального складу і параметрів кристалічних решіток марганцевих оксидного, карбонатного концентратів [25] показали багатоскладність марганцевого концентрату 1-го сорту. Окрім α-вернадиту є також мінерал MnO_2-t, який за довідковими літературними джерелами автори приймають як одну із п'яти модифікацій піролюзиту. Мінерал $Mn_6O_{12}(H_2O)_3$ – тодорокіт, який може бути представлений формулою $(Mn^{2+},Ca, Mg, Na, K)Mn_3^{4+}O_7{\cdot}2H_2O$, присутні також SiO_2-кварц та $(Ca,Mn)CO_3$. Карбонатний концентрат представлений практично сполукою $(Ca,Mn)CO_3$ з частковою заміною атомів кальцію атомами марганцю. На основі одержаної інформації [26. 27], такий хід кривої ТГ пояснюється послідовними перетвореннями: значний ендотермічний ефект при 649°С пов'язаний з можливою дисоціацією $MnCO_3$ з утворенням MnO (550-650°С), наявністю ефектів, що перекриваються, від реакції окислення MnO до курнакіта Mn_2O_3 при температурах 730-800°С та дисоціацією $CaCO_3$ (815-920°С), які супроводжуються зміненням маси зразку.

На деріватограмі дрібнодисперсного концентрату 2 сорту масою 1000 мг, при нагріванні зі швидкістю 10˚С/хв. (рис. 2.5), виявлені два види перетворень при подібних за температурі і величинам термічних ендоефектів: для першого зразка: 121 °С, Q = - 657Дж, 649°С, Q = - 1602 Дж; для другого зразка: 125 °С, Q = - 939 Дж, 647 °С, Q = -933 Дж.

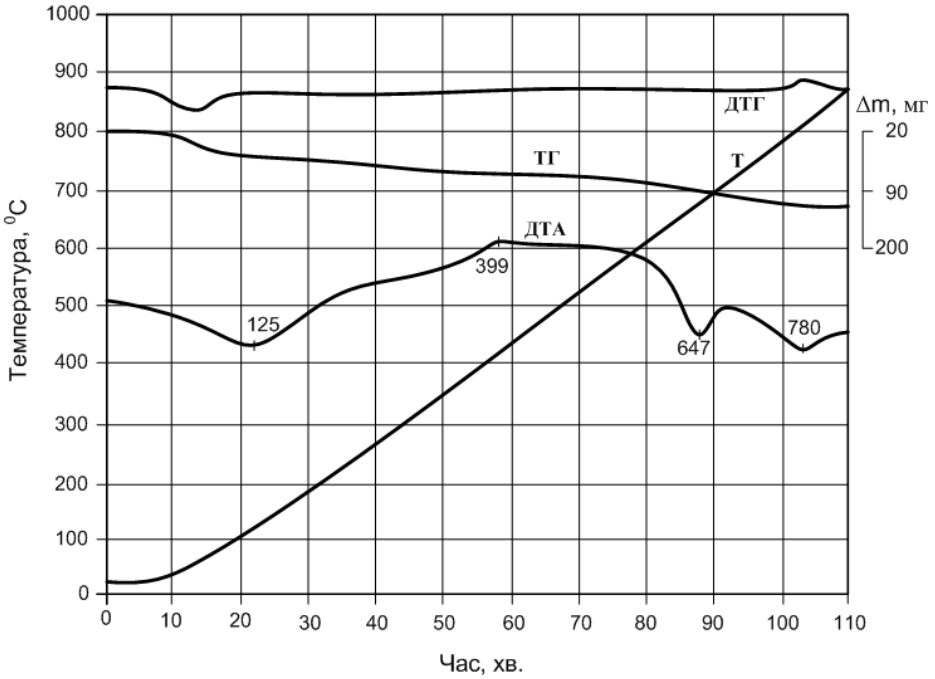


Рисунок 5 Деріватограма зразка окисно-зернистого концентрату 2 сорту фракції 0-1 мм: $M_{поч}$ = 1000 мг, $M_{кін}$ = 820 мг, V = 10˚С/хв.

Дослідження термічних перетворень мінералів у складі концентратів вироблених за гравітаційно-магнітною схемою збагачення сирої руди 1 і 2 сорту характеризується однотипними термічними ефектами при близьких значеннях температур. Слід відмітити, що для дрібнодисперсного оксидного концентрату 2 сорту встановлено достатньо високий вміст кварцу і низький вміст оксидів марганцю. Слід очікувати при високотемпературній обробці такого матеріалу низьких температур плавлення оксидної системи, низьку активність марганцю. В системі $MnO\text{-}SiO_2$ утворюється два з'єднання тефроїт (Mn_2SiO_4) і родоніт ($MnSiO_3$). Тефроїт стійкий до температури плавлення 1345ºС, родоніт розкладається по перитектичній реакції при 1291ºС. Тому, при використанні дрібнозернистого концентрату 0-1мм активно розвиваються процеси раннього шлакоутворення з переходом оксидів марганцю в хімічну сполуку з кремнеземом. Це призведе до зниження активності марганцю і утруднення відновлення марганцю з силікатів в порівнянні з відновленням з чистих оксидів. Крім того, раннє утворення розплаву в верхніх горизонтах печі призводить до зниження активної потужності печі, температури в голівці коксового шару, порушення газового режиму роботи. При цьому використання звичайного концентрату 2 сорту, що має вміст SiO_2 до 19% зміщує початок шлакоутворення в область більш високих температур (на 50…100^{0}С), і відповідно, створюються набагато більш сприятливі умови для спільного відновлення марганцю і кремнію.

Промислові випробування одержання агломерату при зміненні кількості вуглецю у вихідній шихті

При застосуванні РТГ внаслідок згоряння пірогазів, змінюється тепловий рівень процесу агломерації та формуються дві зони спікання, які змінюються при зміненні співвідношення вуглець

РТГ/вуглець коксу. Для отримання агломерату з високими властивостями міцності, з точки зору теплового рівня процесу спікання, визначали оптимальний вміст вуглецю і режим запалення шихти (температура запалення, час запалення). При спіканні агломерату АМНВ-2 вміст палива в шихті варіювали від 6% до 8%, а температуру запалення від 950°С до 1000°С.

В якості вихідних технологічних параметрів використовували параметри роботи базового періоду виробництва агломерату марки АМНВ-2 на агломашині №4.

Дослідно-промислові випробування показали, що підвищення вмісту палива в аглошихті з 6% до 8% при збільшенні вмісту концентрату 2 сорти (фр. 0-1мм) з 22% до 30% та повному виведенні доломітизованого вапняку (2%) за рахунок збільшення вмісту карбонатної руди та руди 2 сорти ПГЗК, призводить до зниження продуктивності процесу агломерації (рис. 6) при незмінній міцності агломерату та збільшення вмісту фракції менше 5мм в агломераті

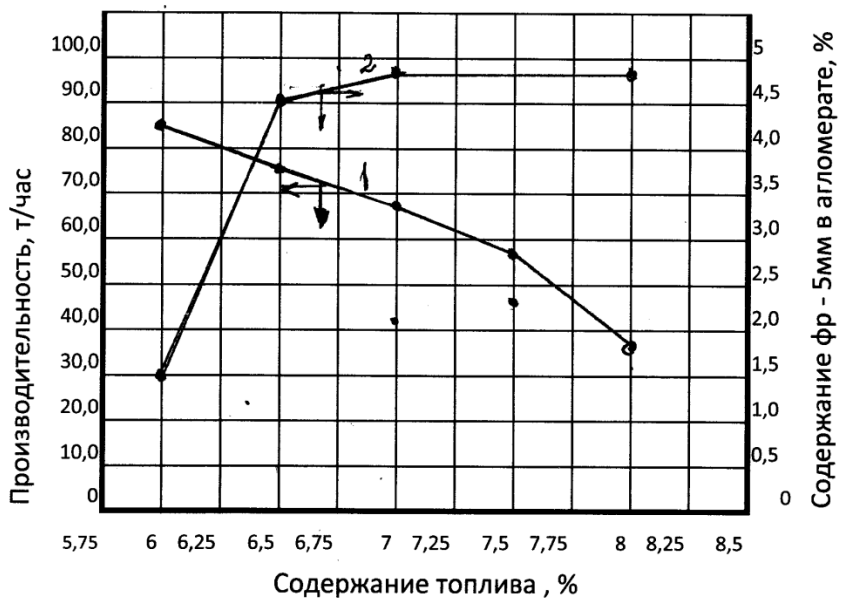


Рисунок 6 Змінення продуктивності агломашини (1) и вмісту дрібниці в агломераті (2) від витрати палива

При окомкуванні шихт для виробництва агломерату марки АМНВ-2 з високим вмістом великих фракцій практичної зміни середнього діаметра гранул не спостерігається. Газопроникність шихти визначається головним чином гранулометричним складом шихти. Присутність у складі шихти РТГ, який рівномірно розподіляється серед складових вихідної агломераційної суміші сприяє утворенню гранул, що містять дрібнодисперсні компоненти. Тому присутність підвищеної кількості концентрату 2 сорти (фр. 0-1мм) не впливало на утворення гранул та покращувало газопроникність шихти, а також забезпечує покращення умов запалення шихти.

Однак, при завантаженні розпушеної шихти на агломашину в результаті сегрегації великі шматки руди розташовуються в нижній частині шару і практично не беруть участь у процесі спікання. Дрібні частинки, у тому числі і паливо, розташовуються у верхній частині шару між великими шматками. При спіканні шихти і горінні твердого палива, рідка фаза, що утворюється, пов'язує великі шматки незасвоєних матеріалів.

Як відомо, дисоціація карбонатного концентрату та доломітизованого вапняку потребує витрати теплоти, а повнота дисоціації визначається крупнісю матеріалу. Завантаження на аглоленту великих фракцій карбонатної руди та вапняку приводить до неповної їх дисоціації: у центрі шматка залишається вихідний карбонат. В процесі спікання за рахунок утворення рідкого розплаву здійснюється звязування великих грудок, що визначає міцність спеку. Великі шматки карбонату, що пройшли стадію дисоціації і не повністю засвоєні розплавом, є джерелом руйнування конгломерату в результаті їх гідратації.

В якості флюсуючої добавки використовували доломітизований вапняк. Температурні інтервали протікання першої стадії дисоціації доломіту в умовах агломераційного процесу складають $T_{поч.}$= 910К, $T_{зак}$ = 993К. Змінення ентальпії при здійсненні першої стадії дисоціації доломіта в області 298-993К складає 2308кДж/кг CO_2

Друга стадія дисоціації доломіту відбувається при температурах дисоціації вільного карбонату кальцію. Як відомо, повнота дисоціації карбонату кальці. В значній степені залежить від крупності карбонату, що пов’язано з механізмом розкладання та знаходженням процесу у відповідній області лімітування.

Аглопроцес може бути високопродуктивним і давати якісний агломерат тільки за умови відповідної підготовки компонентів шихти до спікання. Насамперед це стосується їх гранулометричного складу. Якщо за мінімальним розміром частинок шихти обмежень немає (за винятком твердого палива), то за умовою теплообміну існує граничний максимальний розмір для рудного матеріалу та повернення - це 6…8мм, а для флюсу вапняку - 3мм; частинки більшого розміру за 2,0…2,5 хв впливу високих температур не встигають прогрітися та засвоїтися розплавом і залишаються у вигляді окремих включень у шматках агломерату, знижуючи їхню міцність.

Аналіз гранулометричного складу аглошихт показав, що вміст у рудному матеріалі при виробництві агломерату АМНВ-2 фракції понад 10мм становить 49,99...53,95% (табл.1).

Таблиця 1Гранулометричний склад вихідних шихт

Матеріал	Вміст фракцій, %				
	+ 50мм	50...25мм	25...10мм	10...3мм	-3мм
Базова шихта	3,98	36,87	13,10	8,46	37,59
Дослідна шихта	3,48	32,05	14,46	7,10	42,91
Величина змінення	-0,50	-4,82	+1,24	-1,36	+5,32

Визначальну роль отриманні міцного агломерату є насамперед гранулометричний склад карбонатної марганцевої руди. Проблема дисоціації карбонатів при агломерації ускладнюється тим, що процес має встигнути завершитися лише за 1,5...2,5 хвилини, протягом яких існують сприятливі термодинамічні та кінетичні умови: в інтервалі температур 800 – t max – 600 °С. Практика показує, що вапняк при агломерації встигає повністю розкластись, якщо крупність шматочків не перевищує 3 мм.

Великі шматки карбонату, що розташовуються внизу шару, що спікається, практично не дисоціюють, у сирому вигляді переходять в агломерат і потрапляють у феросплавну піч. Дисоціація карбонатів у печі призводить не тільки до додаткових витрат тепла, а й є причиною пилоутворення, що підтверджується хімічним складом пилу, що виділяється з печі (табл.2)

Таблиця 2 Хімічний склад пиловиносу в навколопічному просторі

Матеріал	Хімічний склад, % мас.												
	SiO_2	Mn	CaO	MgO	Al_2O_3	Fe_2O_3	P	C	ППП	K_2O	Na_2O	ZnO	PbO
Проби ПТО:													
Шлам газоочисток													
Н/газоход П-14,В 2	21,3	18,7	4,6	2,7	1,7	1,3	0,05	7,7	19,9	8,8	2,5	[7,5]	[1,4]
отм+5,5 П-8,В2М	5,6	24,7	8,6	5,1	0,6	0,5	0,11	10,1	36,2	1,6	1,2	[5,3]	[2,2]
отм+5,5 П-7,В2М	24,4	14,8	5,0	3,8	2,3	1,5	0,05	10,9	20,1	7,0	2,1	[8,1]	[1,4]
шлам бак П-4, В2	8,6	25,5	7,3	3,3	0,6	1,9	0,07	8,9	30,2	1,7	0,8	[8,0]	[2,8]
Н/газоход П-4, В2	18,6	17,7	3,5	2,7	1,4	1,0	0,04	7,9	21,7	12,5	3,4	[6,5]	[0,7]

Візуальний огляд дослідного агломерату показав наявність в готовому агломераті великих шматків слабопродісоційованої карбонатної руди, які не повністю змочені розплавом і є джерелом руйнування агломерату на ділянці його транспортування до завантаження в піч. Перелічені фактори є основними причинами підвищеного пиловиділення на ділянках транспортування та на завантаженні сировини в піч.

Результати розсіву агломерату базового варіанту показали, що вміст фракції менше 5мм після обробки спеку становить в середньому 2,5%, а при завантаженні в піч 8,9%, тобто на ділянці транспортування кількість дрібниці збільшується у 3,56 рази.

Таким чином, збільшення вмісту палива з 6% до 8% не призводить до підвищення продуктивності процесу спікання та покращення якості агломерату при існуючому гранулометричному складі аглошихти (наявність у шихті шматків розміром більше 8мм. Кількості тепла, що виділяється при горінні з одного боку, недостатньо для дисоціації та розплавлення рудних матеріалів, з іншого, збільшення часу горіння частинок палива призводить до необхідності зниження швидкості руху агломашини, що в свою чергу знижує продуктивність процесу.

Однією з причин зниження міцності агломерату є втрата міцності агломерату в результаті гідратації великих шматків незасвоєного вапна (3...10мм), що утворюється в результаті дисоціації карбонат-

ної марганцевої руди в процесі спікання агломерату.

Для визначення впливу використання фракціонованої карбонатної руди фракції 0...10мм при виробництві агломерату, в агломераційному цеху в поточному виробництві спікали агломерати марки АМНВ-2 та АМНВ-2Г при частці використання марганцевого концентрату 2 сорти фр. 0-1мм у шихті 30, 50, 80%.

За базову шихту для виробництва агломерату прийнято шихту поточного виробництва агломерату марки АМНВ-2 без використання дрібного вапняку в якості флюсуючої добавки. При заміні карбонатної марганцевої руди фракції 0...30 мм на фракцию 0...10мм привело до змінення гранулометричного складу шихт (таблиця 3).

Таблиця 3

Гранулометричний склад шихт при зміненні кількості дрібнодисперсного концентрату 2 сорту

Матеріал	Вміст фракцій, %				
	+50мм	50...25мм	25...10мм	10...3мм	-3мм
Базова шихта	1,63	32,26	14,16	10,98	40,67
Дослідна шихта (30%)	1,63	15,64	7,52	22,42	52,79
Дослідна шихта (50%)	1,42	12,34	5,37	21,25	59,62
Дослідна шихта (80%)	-	-	-	2,09	97,91

Результати спікань агломерату показують, що заміна карбонатної марганцевої руди фракції 50-0мм на руду фракції 10-0мм дозволяє отримати оплавлений агломерат при чинному режимі термообробки. Ступінь дисоціації карбонатної марганцевої руди становить 100% (при проведенні хімічного аналізу втрати при прожарюванні склали 0%). Це сприяє повнішому засвоєнню розплавом карбонатної марганцевої руди. При зміні рівня термообробки забезпечується повніше запалення твердого палива, що забезпечує поліпшення процесів рідкофазного спікання. Аналіз міцнісних властивостей отриманого агломерату показав зниження утворення дрібниці фракції менше 5мм при транспортуванні його до печі, а також підвищення міцності на стирання. Так збільшення вмісту дрібниці фракції менше 5мм в агломераті перед завантаженням у піч знизилося порівняно з базовим варіантом з 13% до 7%.

Виходячі з результатів дослідних спікань одержання агломерату зниженої міцності на стирання (основна причина збільшення виносу пилу з печі) при існуючому гранулометричному складі шихти можуть бути декілька причин.

При низькому вмісті твердого палива у шихті (6-7%) тепла, що виділяється в результаті горіння цієї кількості палива, недостатньо для утворення необхідної кількості розплаву, що забезпечує розвиток рідкофазного спікання. Збільшення витрати твердого палива при даному гранулометричному складі отримання оплавленого агломерату викликає значні труднощі через необхідність забезпечення часу на розплавлення рудних матеріалів, що призводить до зниження продуктивності процесу. При цьому міцність агломерату визначається міцністю шматків руди, видом вяжучого та міцністю контакту вяжучого з рудою.

Незадовільний режим запалення шихти, який має забезпечувати як запалювання палива, так і компенсувати витрати тепла на эндотермічні процеси у верхній частині шару (сушіння, прогрів, дисоціація карбонатів, утворення розплаву). Температура запалення повинна бути не менше 950°С, а час запалення має бути 2...2,5 хв (час перебування шихти під горном). При залученні до процесу карбонатної марганцевої руди фракції 0...10мм необхідне додаткове тепло для здійснення процесу дисоціації карбонатів марганцю і кальцію.

Для карбонатної марганцевої руди розміром більше 5мм не вистачає часу для повної дисоціації, а шматки рудних матеріалів більші за 8мм не повністю проходять через рідку фазу. Нестача рідкої фази, а також відсутність міцного зв'язку між рудними частинками та вяжучим знижує міцність агломерату. При транспортуванні агломерату та завантаженні його в піч відбувається руйнування карбонату, що супроводжується додатковим пилоутворенням (підтверджується даними хімічного складу пилу та шламів рудовідновлювальних печей). При існуючій технології спікання марганцевого агломерату на НЗФ газопроникність шихти досягається більшою мірою крупністю рудних матеріалів, а процес окотування практично не впливає на показники процесу агломерації.

Одержання оплавленого агломерату залежить від вихідного гранулометричного складу компонентів шихти спікання. Результати дослідно-промислових випробувань агломерату показують, що заміна карбонатної руди марганцевої фракції 50-0мм на руду фракції 10-0мм дозволяє отримати оплавлений агломерат при діючому режимі термообробки. Ступінь дисоціації карбонатної марганцевої руди становить 100% (при проведенні хімічного аналізу втрати під час прожарювання склали 0%).

Підвищення металургійних властивостей марганцевого агломерату, отриманого з шихт, що містять 30, 50, 80% марганцевого концентрату 2 сорту фракції 0-1мм, можливе за рахунок поєднання оптимального температурно-теплового рівня процесу (забезпечується більш повне запалення твердого палива, що в свою чергу забезпечує процеси рідкофазного спікання) та оптимізації гранулометричного складу шихти - а саме зниження вмісту фракцій більше 8мм у шихті, що забезпечить поліпшен-

ня процесу окотування та зниження вмісту пилу при транспортуванні агломерату. Це можливо за рахунок змін підготовки рудних матеріалів на ГЗК.

Слід відмітити, що існуючі на ГЗК схеми збагачення марганцевої руди не передбачають розсівання матеріалу, що не дає змоги передати споживачу руду необхідного фракційного складу. Зниження руйнування агломерату може бути досягнуто шляхом його обробки, що полягає в покритті шматкової сировини екстрактом гуматовим рідким торф'яним «Ідеал» ТУ У 08.9-35113654-004:2012. Високотемпературне покриття ЕГТ з температурою плавлення 1050-1100°С) в результаті видалення води утворює на поверхні шматка агломерату плівку, що підвищує його міцність на стирання і призводить до зниження пилоутворення при транспортуванні та завантаженні його в піч, перешкоджає руйнуванню карбонатів, шматків вільного вапна та шматків агломерату при нагріванні у відновлювальній атмосфері.

Висновки

1. Для отримання оплавленого агломерату зі збільшенням частки в шихті дрібнодисперсного концентрату 2 сорти до 60% необхідно привести у відповідність з вимогами до гранулометричного складу агломерату, а саме зниження вмісту великих фракцій (фракції більше 8мм) у рудних матеріалах. Досягається це шляхом або грохочення або шляхом додроблення руди.

2. Після приведення грансклада шихти у відповідність до вимог регулюється температурно-тепловий режим запалення шихти та вміст твердого палива. Для спалаху твердого палива шихти досить нагріти його до 750-800°С. Однак за таких температур наступне горіння йде повільно і аглопроцесс затягується. Тому запалення прагнуть вести за максимально можливих температур. Максимальні температури обмежені, так як надмірно високі температури призводять до того, що вся шихта на поверхні шару буде рівномірно плавитися, а кірка, що утворюється, перешкоджаючи вільному проходу повітря, знижує газопроникність шару. Максимальна температура умов аглоцеху становить 1000...1050°С. Регулювання температури здійснюється зміною витрати газу та повітря. Температура поверхні шихти повинна бути максимально допустимою. Висота зони 2...2,5 мм на нижній межі зони температура шихти 750...800°С.

У разі погіршення газопроникності шару через зміну грансклада шихти, через зниження вертикальної швидкості спікання необхідно зменшити швидкість руху агломашини. При цьому збільшується час перебування шихти під запальним горном. Щоб не перегріти шар, необхідно пропорційно зниженню швидкості руху агломашини знизити подачу газоповітряної суміші в пальники горна. При заміні карбонатної руди марганцевої фракції 50-0мм на фракцію 10-0мм рекомендована температура верхнього шару в горні повинна бути в межах 950...1000°С.

Витрата твердого палива визначається виходячи з витрат тепла на процеси випаровування вологи повної дисоціації карбонатів, нагрівання та плавлення шихти. У разі (заміна великої карбонатної руди) витрата твердого палива становить 7,0...7,5%. Збільшення вмісту палива здійснюється зі збільшенням вологості шихти, вміст карбонатної марганцевої руди оптимальної крупності.

3. Зниження пилоутворення шляхом нанесення покриття на шматки термообробленої шихти може бути досягнуто лише за умови дотримання рівномірності покриття, а також температурного режиму обробки. Рекомендована температура оброблюваної сировини складає 60...100°С. За цих умов забезпечується міцне зчеплення покриття з агломератом. Поверхнева плівка забезпечує підвищення питомого опору агломерату, зниження його руйнування під час нагрівання.

Бібліографічний опис

1. Шапар А.Г. Проблеми сталого розвитку і забезпеченість природними ресурсами.//Зб. наукових праць “Еколопя і природокористування”. - Вип. 3. - Дніпропетровськ, 2001. С.7-23.
2. Шапарь А.Г. Формирование и разработка техногенных месторождений железных и марганцевых руд / Шапарь А.Г., Вилкул А.Ю., Якубенко Л.В. – Днепропетровск: Монолит, 2012. – 140 с.
3. Кулик І.М. Сучасний стан та основні фактори розвитку чорної металургії України / І.М. Кулик // Бізнесінформ. – 2012. – № 5. – С.116–121.
4. Большаков В.І. Чорна металургія і національна безпека України / В.І. Большаков, Л.Г. Тубольцев // Вісник НАН України. – 2014. – № 9. – С. 48–58.
5. Катаєв О.О. Досвід і перспективи енергозбереження ресурсомістких підприємств гірничо-металургійного комплексу України [Електронний ресурс] / О. О. Катаєв // Економіка України. - 2013. - № 9. - С. 18-30. - Режим доступу: http://nbuv.gov.ua/UJRN/EkUk_2013_9_4
6. Venger V., Osipov V. Domestic market as a development factor for Ukraine's metal industry. // Ekon. prognozuvannâ 2017; 3:69-84. - Режим доступу: https://doi.org/10.15407/eip2017.03.069
7. Власюк Т.О. Металургійна галузь України на світовому ринку: проблеми та пріоритети. // Науковий вісник Національної академії статистики, обліку та аудиту. - 2016. - № 3. - С. 91–103.
8. Кулицький С. Проблеми розвитку українського гірничо-металургійного комплексу на сучасному етапі. // Україна: події, факти, коментарі. - 2015. - № 14. – С. 37-49. - Режим доступу: http://nbuviap.gov.ua/images/ukraine/2015/ukr14.pdf
9. Оболенська Т., Довгань Д. Україна на світовому ринку чорних металів. // Вісник Львівського університету. Серія "Міжнародні відносини". - 2015. - Вип. 36. - Част. 3. - С. 169–176.

10. Металлургия марганца Украины / Величко Б.Ф., Гаврилов В.А., Гасик М.И., Грищенко С.Г. и др. // - Київ: Техніка, 1996. - 472 с.
11. Теория и технология электрометаллургии ферросплавов / Гасик М.И., Лякишев Н.П. // СП Интермет Инжиниринг, 1999. - 764 с.
12. Марганец. Гасик М.И. – М.:Металлургия. – 1992. - 608 с.
13. Развитие производства марганцевых ферросплавов в электропечах. /Сафонов Б.М., Мураховский В.В. //Сталь. - 1983. - №5. –С. 5-7.
14. Получение офлюсованного марганцевого агломерата и выплавка высокоуглеродистого ферромарганца /Гасик М.Н., Зубанов В.Т., Щербицкий Б.В. и др. // Сталь. - 1982. - №9. – С. 51-53.
15. Утков В.А. Высокоосновной агломерат. - М.: Металлургия, 1977. -156 с.2 - 6
16. Войтаник С. Т. Технология производства и качество агломерата из концентратов окисной марганцевой руды / С. Т. Войтаник, В. А. Куксенко, Д. А. Киссин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1975. – № 3 (93). –С. 22–27.

Reference

1. Shapar A.H. Problemy staloho rozvytku i zabezpechenict pryrodnymy resursamy.//Zb. naukovykh prats “Ekolopia i pryrodokorystuvannia”. - Vyp. 3. - Dnipropetrovsk, 2001. S.7-23.
2. Shapar A.H. Formyrovanye y razrabotka tekhnohennыkh mestorozhdenyi zheleznыkh y marhantsevыkh rud / Shapar A.H., Vylkul A.Iu., Yakubenko L.B. – Dnepropetrovsk: Monolyt, 2012. – 140 s.
3. Kulyk I.M. Suchasnyi stan ta osnovni faktory rozvytku chornoi metalurhii Ukrainy / I.M. Kulyk // Biznesinform. – 2012. – № 5. – S.116–121.
4. Bolshakov V.I. Chorna metalurhiia i natsionalna bezpeka Ukrainy / V.I. Bolshakov, L.H. Tuboltsev // Visnyk NAN Ukrainy. – 2014. – № 9. – S. 48–58.
5. Kataiev O.O. Dosvid i perspektyvy enerhozberezhennia resursomistkykh pidpryiemstv hirnycho-metalurhiinoho kompleksu Ukrainy [Elektronnyi resurs] / O. O. Kataiev // Ekonomika Ukrainy. - 2013. - № 9. - S. 18-30. - Rezhym dostupu: http://nbuv.gov.ua/UJRN/EkUk_2013_9_4
6. Venger V., Osipov V. Domestic market as a development factor for Ukraines metal industry. // Ekon. prognozuvannâ 2017; 3:69-84. - Rezhym dostupu: https://doi.org/10.15407/eip2017.03.069
7. Vlasiuk T.O. Metalurhiina haluz Ukrainy na svitovomu rynku: problemy ta priorytety. // Naukovyi visnyk Natsionalnoi akademii statystyky, obliku ta audytu. - 2016. - № 3. - S. 91–103.
8. Kulytskyi S. Problemy rozvytku ukrainskoho hirnycho-metalurhiinoho kompleksu na suchasnomu etapi. // Ukraina: podii, fakty, komentari. - 2015. - № 14. – S. 37-49. - Rezhym dostupu: http://nbuviap.gov.ua/images/ukraine/2015/ukr14.pdf
9. Obolenska T., Dovhan D. Ukraina na svitovomu rynku chornykh metaliv. // Visnyk Lvivskoho universytetu. Seriia "Mizhnarodni vidnosyny". - 2015. - Vyp. 36. - Chast. 3. - C. 169–176.
10. Metallurhyia marhantsa Ukraynы / Velychko B.F., Havrylov V.A., Hasyk M.Y., Hryshchenko S.H. y dr. // - Kyiv: Tekhnika, 1996. - 472 s.
11. Teoryia y tekhnolohyia эlektrometallurhyy ferrosplavov / Hasyk M.Y., Liakyshev N.P. // SP Yntermet Ynzhynyrynh, 1999. - 764 s.
12. Marhanets. Hasyk M.Y. – M.:Metallurhyia. – 1992. - 608 s.
13. Razvytye proyzvodstva marhantsevыkh ferrosplavov v эlektropechakh. /Safonov B.M., Murakhovs-kyi V.V. //Stal. - 1983. - №5. –S. 5-7.
14. Poluchenye ofliusovannoho marhantsevoho ahlomerata y vыplavka vыsokouhlerodystoho ferro-marhantsa /Hasyk M.N., Zubanov V.T., Shcherbytskyi B.V. y dr. // Stal. - 1982. - №9. – S. 51-53.
15. Utkov V.A. Vыsokoosnovnoi ahlomerat. - M.: Metallurhyia, 1977. -156 s.2 - 6
16. Voitanyk S. T. Tekhnolohyia proyzvodstva y kachestvo ahlomerata yz kontsentratov okysnoi marhantsevoi rudы / S. T. Voitanyk, V. A. Kuksenko, D. A. Kyssyn // Metallurhycheskaia y hornorudnaia pro-mыshlennost. – 1975. – № 3 (93). –S. 22–27.

ЗМІСТ

ЄРЬОМІН О. О., ГУПАЛО О. В., РАДЧЕНКО Ю. М., РИМАР М., КІЗЕК Я., КУЛИКОВ А.

Дослідження процесів тепло- та масообміну в металургійній печі при збагаченні повітря горіння технологічним киснем. 5

ІВАНОВА Л.Х., КОЛОТИЛО Є.В.

Кулястий графіт в заевтектичному чавуні 17

АФАНАСОВ А.М., ГОЛІК С.М., ВАСИЛЬЄВ В.Є., МУНТЯН А.О.

Моделювання фактора зношування гребенів колісних пар локомотивів з урахуванням умов зчеплення 21

ХИТЬКО О.Ю., ІВАНОВА Л.Х. , ХРИЧІКОВ В.Є.

Модифікатор для внутрішньоформенного модифікування осьової зони прокатних валків 26

КАМКІНА Л.В., ВЕЛИЧКО О.Г., КАМКІН В.Ю.

Фізико-хімічні основи і математичне моделювання процесів дегазації при позапічній обробці сталі 31

ВЕЛИЧКО О.Г., АЛЛАКХ СИНГХ, ВЕЛИЧКО К.О.

Технологічні особливості виплавки корозійностйкої сталі на проблемній металошихті 41

СОЛОНЕНКО Л.І., РЕП'ЯХ С.І., УЗЛОВ К.І,. ІВАНОВА Л.Х

Склеювання рідким склом структурованих піщано-рідкоскляних сумішей 48

ЛЮТИЙ Р. В.

Аналітичний метод розрахунку теплових полів ливарних стрижнів 56

ПІНЧУК С.Й., РОСЛИК І.Г., ГАЛЬЧЕНКО Г.Ю., АМБРАЖЕЙ М.Ю.

Корозійна поведінка насосно-компресорних труб з легованих хромовмісних сталей 69

ПРОЙДАК Ю.С., ОЛЬШАНСЬКИЙ В.І., ГОГЕНКО О.О., КАМКІНА Л.В., ФІЛІППОВ І.Ю., МЯНОВСЬКА Я.В., СІДОРСЬКИЙ О.В.

Дослідно промислові випробування спікання агломерату з дрібнодисперсним марганцевим концентратом 79

CONTENT

YEROMIN O., GUPALO O., RADCHENKO YU., RIMAR M, KIZEK J., KULIKOV A.

THE STUDY OF HEAT AND MASS TRANSFER IN THE METALLURGICAL FURNACE, WHICH USES OXYGEN-ENRICHED AIR FOR FUEL COMBUSTION. 5

IVANOVA L., KOLOTILO E.

SPHERICAL GRAPHITE IN TRANS-EUTECTIC CAST IRON 17

AFANASOV A., HOLIK S., VASILYEV V., MUNTIAN A.

MODELING OF WEAR FACTOR OF LOCOMOTIVE WHEEL FLANGE TAKING INTO ACCOUNT THE TRACTION CONDITIONS 21

KHYTKO O., IVANOVA L., KHRYCHIKOV V.

MODIFIER FOR INTERNAL SHAPE MODIFICATION OF THE AXIAL ZONE AND ROLLING ROLLS 26

KAMKINA L., VELICHKO O., KAMKIN V.

PHYSICO-CHEMICAL BASES AND MATHEMATICAL MODELING OF DEGASSING PROCESSES IN OUT-OF-FURNACE STEEL PROCESSING 31

VELICHKO O., ALLAH SINGH, VELICHKO K.

TECHNOLOGICAL FEATURES OF SMELTING OF CORROSION-RESISTANT STEEL ON PROBLEMATIC METAL CHARGE 41

SOLONENKO L., REPIAKH S., UZLOV K., IVANOVA L.

STRUCTURED SAND-SODIUM-SILICATE MIXTURES GLUING WITH SODIUM SILICATE SOLUTE 48

LIUTYI R.

ANALYTICAL METHOD OF CALCULATION OF THERMAL FIELDS OF FOUNDRY CORES 56

PINCHUK S., ROSLYK I., GALCHENKO G., AMBRAZHEY M.

CORROSION BEHAVIOR OF HIGH-CHROMIUM TUBING STEELS 69

PROIDAK YU., OLSHANSKY V., HOGENKO O., KAMKINA L., FILIPPOV I., MYANOVSKA YA., SIDORSKY O.

EXPERIMENTAL INDUSTRIAL TESTS OF SINTERING SINTER WITH FINELY DISPERSED MANGANESE CONCENTRATE 79

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ
Загальнодержавний науково-технічний журнал
Засновники: Національна металургійна академія України
Відділення матеріалознавства і металургії
Академії інженерних наук України
Головний редактор, голова редакційної ради проф. Пройдак Ю.С.
Зам. головного редактора д.т.н., проф. Камкіна Л.В.
Адреса редакції: 49600, м. Дніпро, пр. Гагаріна 4.
http://tpm.nmetau.edu.ua
Підписано до друку 30.06.2021 року.
Тираж 100 примірників.
Ціна вільна
© Теорія і практика металургії, 2021

THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY
National scientific and technical journal
Founders: National Metallurgical Academy of Ukraine
Department of Materials Science and Metallurgy
of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine
Editor-in-Chief, Chairman of the Editorial Board prof. Proydak Yu.
Honorable Editor of the Ph.D., prof. Kamkina L.
Editorial office: 49600, Dnipro, Gagarina 4.
http://tpm.nmetau.edu.ua
Signed for printing 06/30/2021.
Circulation of 100 copies.
Price is free
© Theory and Practice of Metallurgy, 2021