

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

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

№1
(132)
2022

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
2022

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

Загальнодержавний
науково-технічний журнал

ISSN 1028-2335

Випуск 1 (132) 2022р

Свідоцтво про реєстрацію:
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 №1 від 10.01.2022

Формат 60x84^{1/8}.
Ум.друк.арк. 5,12

Адреса редакції та видавця: Національна
металургійна академія України,
пр.Гагаріна, 4, м.Дніпро, 49006
т.(056) 745-41-96;
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. Лежнев С.М.	(Казахстан)
д.т.н., проф. Лялюк В.П.	(Україна)
д.т.н., проф. Малий Є.І.	(Україна)
д.т.н., проф. Медовар Л.Б.	(Україна)
д.т.н., проф. Сігарьов Є.М.	(Україна)
д.т.н., проф. Стовпченко Г.П.	(Україна)
д.т.н., проф. Фролов Я.В.	(Україна)
д.т.н., проф. Шатоха В.І.	(Україна)

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**



+38056-745-41-96;

<http://tpm.nmetau.edu.ua>

e-mail:projdak@metal.nmetau.edu.ua

Комп'ютерне верстання О.Г.Безшукурєнко

©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

#1
(132)
2022

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
2022

**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 1 (132) 2022 year

Certificate of registration:

KB № 21962-11862ИП

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 #1 10.01.2022**

Format 60x84¹/₈.

CPP. 5,12

Editorial address and publisher: National
Metallurgical Academy of Ukraine, Gagarina,

4, Dnipro 49006

т.(056) 745-41-96;

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.	(Germany)
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



+38056-745-41-96;

<http://tpm.nmetau.edu.ua>

e-mail:projdak@metal.nmetau.edu.ua

Computer layout by Olexej Bezshkurenko

©NMetAU 2021

УДК 669.162

<https://doi.org/10.34185/tpm.1.2022.01>

Кузнецов М.С., Крячко Г.Ю., Сігарьов Є.М.

Зміни у проектуванні і роботі накопичувальної частини доменних печей в процесі удосконалення технології плавки

Kuznetsov M., Kryachko G., Sigarev E.

Changes in the design and operation of the accumulatory part of domain furnaces in the process improving fuel technology

Метою роботи є виявлення змін в проектуванні і роботі накопичувальної частини доменних печей, обумовлених удосконаленням технології плавки, а також зростанням потужності і питомої продуктивності агрегатів. Методика дослідження заснована на використанні нового підходу до оцінки технологічних можливостей горна і накопичувальної частини доменних печей при вивченні проектної і практичної інформації з профілювання печей за період часу, характерний динамічним розвитком конструкцій агрегатів і технології виплавки чавуну. Результати досліджень. Запропоновані характеристики технологічних можливостей горна і накопичувальної частини печі, а також критерії для оцінки цих характеристик – частки об'єму накопичувальної частини, що приходяться на одну повітряну фурму $V_{нч}/n_{ф}$, потужність однієї повітряної фурми і відношення до протитокової частини печі об'єму зумпфу $V_{зум}/V_{пр}$. Показано, що при проектуванні і експлуатації доменних печей бажано підтримувати критерії $V_{нч}/n_{ф}$ і $V_{нч}/n_{чл}$ на мінімально можливому рівні, а критерії потужності повітряної фурми і $V_{зум}/V_{пр}$ на максимальному. Встановлено тенденцію гальмування нарощування висоти горна зі збільшенням корисного об'єму печей. На сучасних печах на кожні додаткові 1000 м^3 корисного об'єму висота горна зростає в середньому на 9%. Показано, що випереджає зростання глибини зумпфу у порівнянні з іншими розмірами профілю обумовлено не тільки його конструкційною функцією, але й суто технологічними, а саме чавун зумпфу від'єдує коксову насадку від лецаді, що унеможливорює утворення тотерману на осіданнях при розладнаннях ходу печі, створює запас тепла, чим збільшує інерційність доменного процесу, а також приймає участь в циклі накопичення і випуску продуктів плавки. Оскільки зумпф є частиною робочого простору печі запропоновано змінити підхід до визначення повної і корисної висоти доменної печі. Більш конкретно повною висотою слід вважати відстань від лецаді до верхньої кромки опорного кільця (фланця) кожуху колошника, а корисною – до конусу або лотка засипного пристрою в нижньому робочому положенні.

Наукова новизна роботи полягає у обґрунтуванні нових принципів підходу до оцінки технологічних можливостей горна і накопичувальної частини доменних печей, а також обґрунтуванні необхідності вважати зумпф або мертвий шар шостим елементом профілю.

Практична зачімність роботи полягає в розробці рекомендацій щодо напрямку змін в конструкції горна і накопичувальної частини доменних печей при проектуванні нових і модернізації існуючих агрегатів, а також у новому підході до визначення корисної і повної висоти профілю печі.

Ключові слова: доменна піч, накопичувальна частина, горн, зумпф, зміна, критерії, технологічна можливість, елемент профілю, висота печі.

The purpose is the detection of changes in the design and operation of the storage part of blast furnaces, due to improvements in smelting technology, as well as increasing power and specific productivity of units.

The methodology based on the use of a new approach to assessing the technological capabilities of the furnace and storage part of blast furnaces in the study of design and practical information on the profiling of furnaces over a period of time characterized by dynamic development of units and cast iron smelting technology.

Findings The proposed characteristics of the technological capabilities of the furnace and the storage part of the furnace, as well as criteria for assessing these characteristics - the share of the storage part per air lance V_{nch}/n_f , the power of one air lance and the relative to the countercurrent part of the furnace V_{nch}/V_{pr} . It is shown that in the design and operation of blast furnaces it is desirable to maintain the criteria V_{nch}/n_f and V_{nch}/n_{chl} at the lowest possible level, and the criteria of air lance power and V_{zum}/V_{pr} at the maximum. There is a tendency to slow down the height of the furnace with increasing the useful volume of the furnaces. In modern furnaces, for every additional 1000 m^3 of usable volume, the height of the furnace increased by an average of 9%. It is shown that the outstripping increase in the depth of the sump in comparison with other dimensions of the profile is due not only to its structural function, but also purely technological, namely the sump cast iron heat, which increases the inertia of the blast furnace process, and also participates in the cycle of accumulation and release of smelting products. Since the sump is part of the working space of the furnace, it is proposed to change the approach to determining the complete and useful height of the blast furnace. More specifically, the full height should be considered the distance from the ladder to the upper edge of the support ring (flange) of the grate cover, and useful - to the cone or tray of the backfill device in the lower working position.

The study's originality is to justify the new principles of the approach to assessing the technological capabilities of the furnace and storage part of blast furnaces, as well as to justify the need to consider the sump or dead layer as the sixth element of the profile.

The practical value is to develop recommendations on the direction of changes in the design of the furnace and storage part of blast furnaces in the design of new and modernization of existing units, as well as a new approach to determining the useful and complete height of the furnace profile.

Keywords: blast furnace, storage part, furnace, sump, change, criteria, technological capability, profile element, furnace height.

Вступ

Профіль – внутрішній обрис робочого простору доменної печі є вирішальним елементом при про-

ектуванні нових або реконструюванні існуючих агрегатів. Від параметрів профілю багато в чому залежить ефективність і результативність доменної

Кузнецов М.С – ДДТУ
Крячко Г.Ю – к.т.н., ДДТУ
Сігарьов Є.М – д.т.н., ДДТУ

Kuznetsov Maksim - DSTU
Kryachko Genadii – c.t.s., DSTU
Sigarev Evgen – d.t.s., DSTU

плавки, а також тривалість безаварійної експлуатації печі. Тому, в процесі удосконалення доменної технології відбуваються суттєві зміни у розмірах і співвідношеннях розмірів окремих елементів профілю.

Аналіз останніх досліджень та публікацій

В 70-80-х роках ХХ століття у фахових виданнях колишнього СРСР була розгорнута широка дискусія з приводу розвитку профілю. Рівень публікацій був досить різним – від схвалення радянської системи проектування профілю [1] до принципової обґрунтованої критики завищення висоти протитоккової частини печей [2, 3], і невідповідності ємкості горна об'єму протитоккової частини робочого простору [2, 4].

З часу проведення дискусії минуло більш ніж три десятиліття. За цей час у світовій металургії значно зріс середній об'єм збудованих та реконструйованих доменних печей, повсюдно відбувся перехід з вдування газоподібних та рідких заміників коксу на пилувугільне паливо.

Тому і сьогодні дослідження змін у профілюванні печей нового покоління не втратило актуальності. Особливо це стосується накопичувальної частини профілю доменних печей, зони завершення формування і накопичення продуктів плавки. Ця частина – металоприймач представлена горном і зумпфом (мертвим шаром) – ємкістю, що розміщується між віссю чавунної льотки і лещаддю, більш конкретно між рівнем виходу каналу чавунної льотки в зумпфі і лещаддю [5].

Автори роботи [6] показали, що спливання коксової насадки на лещаді відбувається за умови, коли критична глибина зумпфу $h_{зум}^{кр}$ досягає позначки $0,2 d_r$, тобто якщо фактична глибина зумпфу $h_{зум}^ф$ задовольняє умові $h_{зум}^ф > h_{зум}^{кр}$, коксовий масив у металоприймачі знаходиться у плавучому стані, а якщо $h_{зум}^ф < h_{зум}^{кр}$, то масив коксу просідає на лещадь з негативними наслідками її руйнування. Після появи згаданої роботи [6] з метою захисту робочої поверхні лещаді стали суттєво зростати глибина і об'єм зумпфу особливо на підприємствах Європи [7]. Якщо максимальна глибина зумпфу станом на 1980 рік не перевищувала 2,45 м, то станом на 1995 рік ця глибина досягла величини у 3,6 м, що було значно більше ніж рекомендовано у дослідженні [6].

Виходячи з цих обставин модернізація існуючих доменних печей йшла в напрямку збільшення висоти горна і зумпфу [8, 9]. Так, наприклад, проектом УкрДіпромету для доменної печі №8 Криворіжсталі об'ємом 2700 м^3 було передбачено збільшення висоти горна і зумпфу до 4,0 і 2,0 м проти 2,4 і 1,5 м за попереднім профілем [9]. Однак не може викликати запитання те, що для печей меншого об'єму, зокрема ДП №3 Єнакієвського металургійного заводу об'ємом 1719 м^3 і печі Запоріжсталі об'ємом 1513 м^3 було прийнято майже однакову висоту горна – 4 м.

В недавньому учбовому виданні [10] відмічено, що спостерігається тенденція збільшення висоти горна і висоти мертвого шару (зумпфу) на лещаді. Поряд з цим стверджується, що зумпф має винятково конструкційне значення: «призначення зумпфу, завжди заповненого рідким чавуном, є збереження лещаді печі (днища металоприймача) від руйнуючої дії потоків чавуну, а також абразивного зносу коксом. Об'єм зумпфу не входить у корисний об'єм доменної печі». Слід зазначити, що це визначення відповідає усталеним поглядам в теорії та технології доменного процесу.

Класичне визначення кількості елементів профілю – п'ять: колошник, шахта, розпар, заплечики і горн [11]. Мертвий шар або зумпф на протязі довгого часу не сприймався як важливий елемент робочого простору, оскільки вважався таким, що не мав технологічного значення, хоча давно відома участь зумпфу у циклі накопичення і випуску продуктів плавки, на що звернув увагу автор [5].

На додаткову функцію зумпфу звертають увагу в дослідженні [12], де вказується на те, що поглиблення «мертвого» шару сприяє стабілізації теплого стану горна за рахунок значного збільшення запасу тепла в горні, покращує умови роботи повітряних фурм, сприяє стабілізації якості чавуну.

Нажаль в останніх дослідженнях [13, 14], спрямованих на вдосконалення профілю печей, увага до елементів накопичувальної частини не приділяється. Хоча ці елементи і горн, і зумпф мають виняткову важливість для реалізації доменного процесу.

Немає також однозначності в поглядах на вибір режиму випусків продуктів плавки з горна [15, 16]. Хоча в останній час спостерігається тенденція на збільшення тривалості випуску і зменшення коливань рівня продуктів плавки в горні [15] не слід забувати про раніше висловлене застереження [16] щодо послаблення інерційності доменного процесу внаслідок зменшення маси продуктів плавки в металоприймачі. Не зовсім ясно, які зміни відбуваються у коксовій насадці при зміні режиму випусків розплавів.

Формулювання мети дослідження

Метою роботи є виявлення змін в проектуванні і роботі накопичувальної частини доменних печей, обумовлених удосконаленням технології плавки, а також зростанням потужності і питомої продуктивності агрегатів.

Виклад основного матеріалу

Вихідним матеріалом для аналізу були вибрані дані про розміри типових радянських печей і печей країн світу з розвинутою металургією. За цими розмірами були визначені загальні корисні об'єми печей разом із об'ємом зумпфу, відношення корисного об'єму горна до об'єму протитоккової частини доменних печей $V_{кр}'/V_{пр}$, відношення об'єму накопичувальної частини печей до об'єму протитоккової частини $V_{нч}/V_{пр}$, відношення об'єму зумпфу до об'єму горна $V_{зум}/V_{кр}'$ і частку об'єму накопичуваль-

ної частини, що приходилася на одну повітряну фурму, або на одне фурмене вогнище $V_{\text{нч}}/n_{\text{ф}}$.

Для оцінки спроможності горна і накопичувальної частини печі забезпечувати ефективну роботу високотемпературної зони в цілому було запропоновано характеристики, що посередньо визначають їх технологічні можливості. Технологічну можливість горна оцінено двома критеріями – часткою об'єму накопичувальної частини печі, що приходить на одну повітряну фурму $V_{\text{нч}}/n_{\text{ф}}$ і потужністю повітряної фурми за дуттям в одиницю часу. Оскільки фурмене вогнище від однієї повітряної фурми обслуговує визначений сектор стовпа шихти по вертикалі, то перший критерій посередньо показує забезпечення одним фурменним вогнищем конкретного об'єму горна зі зумпфом. Другий критерій дає змогу оцінити потужність повітряної фурми і її вогнища, як джерела тепла для реалізації доменного процесу.

Технологічну можливість накопичувальної частини печі також оцінено двома показниками – часткою об'єму накопичувальної частини, що приходить на одну чавунну льотку $V_{\text{нч}}/n_{\text{чл}}$ і відносним до протитоків частини печі об'ємом зумпфу $V_{\text{зум}}/V_{\text{пр}}$. Оскільки швидкість видалення продуктів плавки і забезпечення достатніх рівнів проникності коксової насадки, а також умов роботи повітряних фурм залежить за інших однакових умов від числа чавунних льоток, перший показник посередньо оцінює стан коксової насадки, що знаходиться в об'ємі накопичувальної частини. Другий показник посередньо оцінює відповідність об'єму зумпфу і протитоків частини печі, що має значення при визначенні раціональних величин інерційності доменного процесу і розміщення коксової насадки відносно поду лещаді.

При розрахунку форму горна і зумпфу прийняли циліндричною. Розрахунок корисного об'єму горна $V_{\text{к}}$ здійснено за умови, що умовна корисна висота горна менше повної на конструкційний розмір 0,5 м – відстань від верхньої кромки горна до рівня розміщення повітряних фурм і на технологічний розмір 0,5 м – максимально допустиму відстань від горизонту повітряних фурм до дзеркала шлаку перед початком випуску продуктів плавки.

Оскільки доменні печі України мають переважно типовий корисний об'єм, то являє практичний

інтерес розгляд первинних (до реконструкцій) розрахункових характеристик типових печей (табл. 1). Слід зауважити, що процес проектування типових радянських печей був розтягнутий у значному проміжку часу, тому усереднені дані мають ілюстративний, а не узагальнюючий характер. Дві перші печі об'ємом 1033 і 1386 м³ являють собою розвиток двох перших радянських проектів печей об'ємом 960 і 1300 м³, поява яких датована серединою 20-х і 30-х років ХХ ст. Проекти печей 1033, 1386, 1513, 1719 і 2000 м³ були виготовлені в 1952-1958 рр. Печі об'ємом 2300 і 2700 м³ з'явилися у 60-х роках того ж століття. Проекти печей об'ємом 3200 і 5000 м³ припадають на 70-і роки, а 5500 м³ – на 80-і роки.

Підтримання однакової висоти горна і його відносного корисного об'єму $V_{\text{к}}'/V_{\text{пр}}$ для першої групи печей з об'ємом від 1033 до 1719 м³ створювало підстави для обмеження технологічних можливостей горна зі зростанням об'єму печей. Так, ще у серпні 1963 року на всесоюзній нараді доменщиків з обміну досвідом роботи потужних доменних печей (а такими тоді правомірно вважалися агрегати об'ємом 1719 і 2000 м³) повідомлялось [17] про недостатню ємкість горна вказаних печей, що стримувало форсування ходу. Намагання зменшити заповнення горна збільшенням кількості випусків гальмувалося низькою якістю тогочасних льоточних футлярних і жолобних мас. У зв'язку з цим нарада рекомендувала будувати доменні печі об'ємом 2000 м³ і більше з двома чавунними льотками. В подальшому практика показала доцільність цієї рекомендації навіть для доменних печей об'ємом < 1000 м³.

Найбільший відносний об'єм зумпфу спостерігався для печі об'ємом 2700 м³ – 0,08 $V_{\text{пр}}$, найменший для печі 1386 м³ – 0,02 $V_{\text{пр}}$. Відносно корисного об'єму горна найбільше значення зумпфу спостерігається для печі об'ємом 3000 м³ – 0,06 $V_{\text{к}}'$, що відповідає сучасним параметрам, найменше 0,21 $V_{\text{к}}'$ для печі об'ємом 1386 м³. Однак необхідно зауважити, що значний об'єм зумпфу відносно корисного об'єму горна деяких радянських печей об'ємом 1719, 2700 і 3000 м³ слід вважати вдаваним через занижені глибину і об'єм горна.

Виникає питання, чому, незважаючи на занижені на більшості печей висоти горна і зумпфу, на радянських печах при сприятливих і експлуатаційних умовах досягалися досить високі техніко-

сприятливі з однієї сторони значна товщина вогнетривного масиву лещаді від 3 до 6 м в залежності від об'єму печі, з другої відсутність підлещадного охолодження на печах задувки 40-50-х років. Пе-

Таблиця 1 – Характеристика профілю типових радянських печей за даними [11]

Корисний об'єм, м ³			Горн			Зумпф		V _{нч} , м ³	V _{кз} / V _{пр}	V _{зум} / V _{пр}	V _{нч} / V _{пр}	V _{зум} / V _{кз}	кількість фурм, n _ф	V _{нч} / n _ф , м ³
без зумпфу	зі зумпфом	проти токовий V _{пр}	діаметр, м	висота, м	K _{бз} ⁻¹ / V _{кз} , м ³	висота, м	об'єм V _{зум} , м ³							
1033	1057	884	7,2	3,2	89	0,600	24	113	0,10	0,03	0,13	0,27	14-16	8,1-7,1
1386	1410	1195	8,2	3,2	116	0,450	24	140	0,10	0,02	0,12	0,21	16	8,8
1513	1568	1317	8,6	3,2	128	0,766	55	183	0,10	0,04	0,14	0,43	18	10,2
1719	1790	1495	9,1	3,2	143	1,099	71	214	0,10	0,05	0,14	0,50	18	11,9
2000	2082	1704	9,75	3,5	187	1,101	82	269	0,11	0,05	0,16	0,44	20	13,4
2300	2369	1958	10,5	3,8	242	1,650	69	311	0,12	0,04	0,16	0,28	20	15,6
2700	286	2116	11,0	3,9	275	1,699	161	436	0,13	0,08	0,21	0,59	20-24	21,8-18,2
3000	3184	2566	11,6	3,9	306	1,740	184	490	0,12	0,07	0,19	0,60	28	17,5
3200	3334	2763	12,0	3,9	328	1,185	134	462	0,12	0,05	0,17	0,41	28	16,5
5000	5189	4257	14,7	4,4	577	1,113	189	766	0,14	0,04	0,18	0,33	36-42	21,3-18,2
5500	5715	4501	15,1	5,7	841	1,200	215	1056	0,19	0,05	0,23	0,26	40	26,4
Середні значення для 11-ти печей:									0,12	0,05	0,17	0,39		
Середні значення для печей з діаметром горна 14,7-15,1 м:									0,16	0,045	0,20	0,32		

¹⁾ K_{бз} – корисний об'єм без частки в зумпфі

Таблиця 2 – Характеристики профілю потужних печей Японії, Західної Європи і США, побудованих в 70-х роках ХХ ст. за даними [14]

Назва печі, рік пуску	Об'єм, м ³			Горн			Зумпф		V _{нч} , м ³	V _{кз} / V _{пр}	V _{зум} / V _{пр}	V _{нч} / V _{пр}	V _{зум} / V _{кз}	кількість фурм, n _ф	V _{нч} / n _ф , м ³
	без зумпфу	зі зумпфом	проти токовий V _{пр}	діаметр d _г , м	висота h _г , м	K _{бз} ⁻¹ / V _{кз} , м ³	висота, м	об'єм V _{зум} , м ³							
«Kashima», Japan, №2, 1973	4080	4304	3400	13,800	6,300	792	1,500	224	1016	0,23	0,07	0,30	0,28	38	26,7
«Oita», Japan, №1, 1972	4158	4517	3265	14,000	5,200	646	1,987	359	1005	0,20	0,11	0,31	0,56	38	26,4
«Indiana Harbor», USA, №7, 1980	4175	4402	3424	13,715	4,995	590	1,540	227	817	0,17	0,07	0,24	0,38	40	20,4
«Fukuuyama», Japan, №4, 1971	4197	4399	3519	13,800	5,750	710	1,350	202	912	0,20	0,06	0,26	0,28	40	22,8
«Sparrows Point», USA, L. н.д.	4220	4440	3453	13,565	5,715	681	1,525	220	901	0,20	0,06	0,26	0,32	38	23,7
Середнє для печей з d _г 13-14 м	4166	4412	3412	13,776	5,592	684	1,580	246	930	0,20	0,07	0,27	0,36		24,0
«Kashima», Japan, №4, 1977	4500	4896	3693	14,100	5,300	681	2,100	396	1077	0,18	0,11	0,29	0,58	40	26,9
«Redcar», UK, №1, 1977	4572	4887	3748	14,000	5,400	677	2,050	315	992	0,18	0,08	0,26	0,46	36	27,6
«Fukuuyama», Japan, №5, 1973	4617	4848	3813	14,000	6,200	800	1,500	231	1031	0,21	0,06	0,27	0,29	42	24,5
«Kashima», Japan, №3, 1977	5050	5315	4096	15,000	5,100	724	1,500	265	989	0,18	0,06	0,24	0,37	40	24,7
«Oita», Japan, №2, 1972	5070	5285	3982	14,800	4,165	544	2,085	215	759	0,14	0,05	0,19	0,40	40	19,0
Середнє для печей з d _г 14-15 м	4762	5046	3866	14,380	5,233	685	1,847	284	970	0,18	0,07	0,25	0,42		24,5

¹⁾ K_{бз} – корисний об'єм без частки в зумпфі

економічні показники? Справа в тому, що недостатня висота горна для приймання продуктів плавки компенсувалася збільшенням числа випусків [15], а недостатня глибина зумпфу інтенсивним руйнуванням верхнього шару вогнетривів лещаді з

рехід у 60-х роках на підлещадне повітряне охолодження і комбіновану лещадь низив масштаби руйнування лещаді, але не усунув утворення «ями». Про глибину «ями» або фактичного об'єму зумпфу перед видувкою печей без повітряного

Таблиця 3 – Характеристики профілю сучасних доменних печей за даними [8, 9, 14, 22, 23]

Назва печі, (проектувальник)	Об'єм, м ³			Горн			Зумпф		V _{нч} , м ³	V _{кз} / V _{пр}	V _{зум} / V _{пр}	V _{нч} / V _{пр}	V _{зум} / V _{кз}	кількість фурм, n _ф	V _{нч} / n _ф , м ³
	без зумпфу	зі зумпфом	проти токовий V _{пр}	діаметр d _г , м	висота h _г , м	K _{бз} ⁻¹ / V _{кз} , м ³	висота, м	об'єм V _{зум} , м ³							
«КАМЕТ-СТАЛЬ», №1, (Укрдніпромет)	1513	1571	1242	8400	4000	175	1043	58	233	0,14	0,05	0,19	0,33	20	11,6
Презентація [8] (Укрдніпромет)	1513	1585	1288	7800-8600	4000	205	1500	72	277	0,16	0,06	0,22	0,35	20	13,8
«Hoogovens» №9, Голандія (Tissen Shtal)	2132	2298	1773	10050	4500	277	2220	166	443	0,16	0,09	0,25	0,60	28	15,8
«Hoogovens» №4, Голандія (Tissen Shtal)	2323	2475	1800	10400	4238	275	2012	152	427	0,15	0,08	0,24	0,55	30	14,2
«Северсталь» №4, рф (Лендніпромет)	2700	2833	2402	11000	4400	323	2170	133	456	0,13	0,06	0,19	0,41	28	16,3
«Tissen Shtal» №1, ФРН (Tissen Shtal)	4416	4687	3599	13100	4859	520	2205	271	791	0,14	0,08	0,22	0,52	40	19,8
«Shougang», Китай	5500	6103	4670	15500	5400	735	3200	603	1338	0,16	0,13	0,29	0,82	42	31,8
«Tissen Shtal» №2, ФРН (Tissen Shtal)	5513	6020	4429	14400	5100	667	2980	507	1174	0,15	0,11	0,26	0,76	42	28,0

¹⁾ K_{бз} – корисний об'єм без частки в зумпфі; ²⁾ – змінний по висоті

утворенням так званої «ями». Руйнуванню лещаді

охолодження лещаді свідчать дані [18], з яких ві-

домо, що об'єм виданого козлового чавуну по шести печам галузі об'ємом по 1386 м^3 склав 103 м^3 при типовому розмірі зумпфу 24 м^3 . Неважко бачити (рис. 1), що розміри «ям» - зумпфів в масивах лещаді не поступалися розмірам горну.

Загальною закономірністю, обумовленою специфікою геометрії профілю, є збільшення навантаження об'єму накопичувальної частини печі на одну повітряну фурму або на одне фурмене вогнище зі зростанням корисного об'єму печей. Неважко бачити на прикладі печей об'ємом 1033 і 5000 м^3 (див. табл. 1), що збільшення числа фурм на одній і тій же печі зменшує навантаження $V_{\text{нч}}$ на одну повітряну фурму; в свою чергу це покращує технологічні можливості горна.

Навіть на так званих за сучасною градацією компактних доменних печах починаючи з 70-х років XX ст. капітальні ремонти першого розряду поєднувались з конструктивними змінами характеристик накопичувальної частини. Так доменна піч №1 Череповецького металургійного заводу об'ємом 1033 м^3 була оснащена двома чавунними льотками замість однієї, 16 повітряними фурмами замість типових 14 [20]. На Дніпровському металу-

ргійному заводі (м. Кам'янське) на доменній печі №8 (удосконалений типовий проект об'ємом 1719 м^3), реконструйованій у 1974 році зі збільшенням об'єму з 988 до 1754 м^3 , діаметр горна збільшено на $0,1 \text{ м}$, а його висоту на $0,4 \text{ м}$. Кількість повітряних фурм збільшено з 18 до 20 і обладнано дві чавунні льотки.

На печі №6 Новолипецького металургійного заводу, що мала об'єм 3200 м^3 і була задута в 1978 році було встановлено 32 повітряні фурми замість 28 типових і збільшено висоту горна з типових $3,9 \text{ м}$ до $4,6 \text{ м}$ [21].

У світовій металургії 70-х років XX ст. відбувся суттєвий перелам в області проектування і будівництва доменних печей – зусилля фахівців були спрямовані на створення агрегатів великої потужності. Тому аналіз інформації про розміри печей вказаного періоду дають змогу оцінити стан первинної бази для подальшого розвитку їх конструкції. В табл. 2 потужні печі різних металургійних регіонів світу розміщені в порядку збільшення їх корисного об'єму і поділені на дві групи, відмінні за діаметром горна.

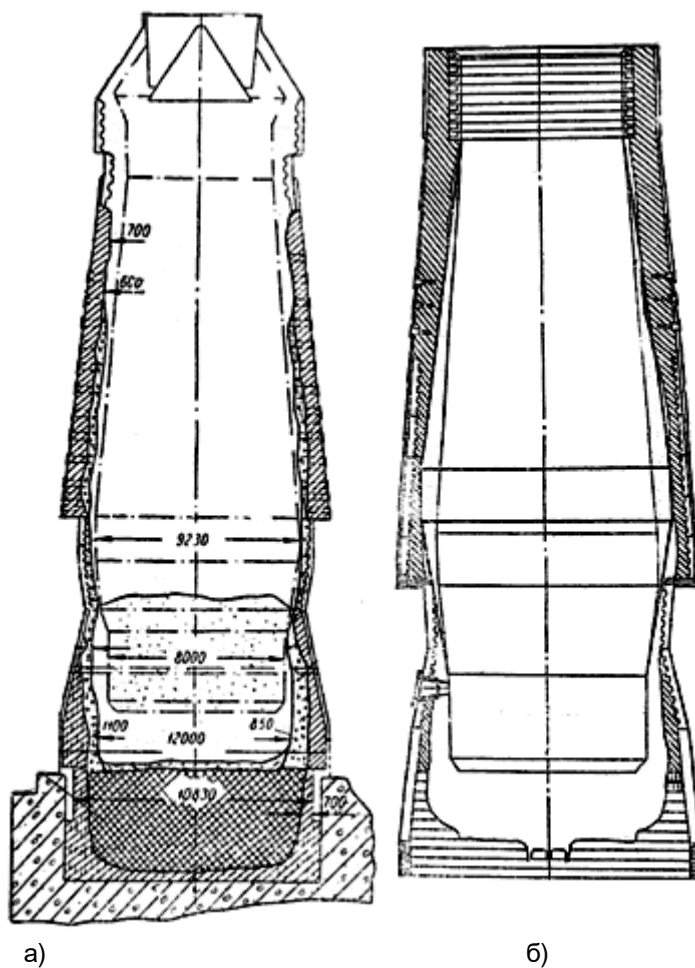


Рисунок 1 – Розміри «ям» - зумпфів в масивах лещаді: а) – ММК (РФ); б) – заводу ім. Ф.Дзержинського (Україна) за даними [19]

Розгляд розрахункової інформації, наведеної в таблиці, показав дещо неочікувані дані, а саме зменшення висоти горна більш потужної за об'ємом групи печей і однаковий в середньому корисний об'єм горна. Об'єм протитокової частини цієї групи зріс з 3412 до 3866 м³ або на 13,3%, а об'єм накопичувальної частини на 4,3% за рахунок зростання глибини зумпфу і його об'єму з 246 до 284 м³ або на 15,4%. Тобто, ще в розглянутому періоді спостерігалася тенденція на збільшення об'єму зумпфу відносно корисного об'єму на: $V_{зум}/V_{пр}$ для більш потужної групи печей, введені в дію переважно в 1976-1977 роках, він зріс з 0,36 до 0,42, або на 16,7%.

Технологічні можливості верхнього горна (фурменої зони) не погіршилися внаслідок додаткового оснащення повітряними фурмами печей збільшеного об'єму, тому об'ємне навантаження на одну повітряну фурму майже не змінилося. Однак постає питання, чому в разі збільшення навантаження об'єму накопичувальної частини печі на одну повітряну фурму доменні печі великого об'єму мають достатній рівень теплового стану горна? Цей рівень досягається за рахунок компенсації від'ємного впливу зростання величини $V_{нц}/n_{ф}$ збільшенням потужності повітряних фурм за поданою кількістю дуття. Так при однаковій відносній витраті дуття 1,9 м³/м³ хв. на печі об'ємом 1386 м³ з 18 фурмами на одну фурму подається 146 м³/хв. дуття, тоді як на печі об'ємом 5000 м³ з 42 фурмами – 226 м³/хв.

В табл. 3 наведені характеристики групи печей, збудованих і працюючих у ХХІ столітті. Печі різних проектувальників розміщені в порядку збільшення корисного об'єму. Наведені дані свідчать про збереження тенденції 70-х років минулого століття стосовно обмеженого зростання висоти горна зі збільшенням об'єму печей. Збільшення об'єму печей з 1513 до 5513 м³ на 4000 м³ або у 3,6 рази призвело до зростання висоти горна з 4,0 до 5,4 м, тобто лише на 35%. У відповідності з цим слід визнати завищеною висоту горна, що може бути визначена за новими рекомендаціями [24], за якими $h_r = 0,45 \div 0,50 d_r$. Так для китайської печі в Shougang з діаметром горна 15,5 м висота горна від нижньої кромки заплечиків до вісі чавунних льоток повинна складати 6,975-7,750 м. Від таких розмірів відмовились ще у згаданих 70-х роках.

Порівнюючи дані табл. 1-3 видно, що спостерігається гальмування нарощування висоти горна зі збільшенням корисного об'єму печей. Якщо на сучасних печах на кожні додаткові 1000 м³ корисного об'єму висота горна зросла в середньому на 9%, тоді як на радянських типових печах на 20%.

В порівнянні з профілями печей 70-х років в сучасних печах суттєво зросли абсолютна висота і відносний об'єм зумпфу відносно протитокової частини печі і корисного об'єму горна.

Особливий інтерес викликає питання щодо значного зростання висоти і об'єму зумпфу в 90-х роках ХХ ст. і впродовж наступних десятиліть. Якщо порівняти розміри профілю ДП №9 Криворіжсталі у грудні 1974 р., тоді найбільшої в світі печі об'ємом 5000 м³, з потужними печами сьогодення, то слід навести наступні дані. Діаметр горна ДП №9 Криворіжсталі, що становив 14,7 м, зріс до 15,6 м на ДП №2 в Oita [25] тобто лише на 6%. Висота горна останньої печі в порівнянні з криворізькою зросла з 4,4 до 5,35 м або на 22%. Корисний об'єм найбільшої в світі ДП №1 у Гваньїні (Південна Корея) [26] у 6000 м³ перевищив такий же об'єм ДП №9 Криворіжсталі на 20%. На противагу цим не дуже суттєвим змінам глибина зумпфу на сучасних ДП №1 і 3 заводу Kashima (Японія), що мають діаметр горна 15 м, зросла до 4,5 м [27], тобто у чотири рази в порівнянні з початковим розміром зумпфу ДП №9 Криворіжсталі (1,113 м).

На захист зумпфу, як важливого елементу профілю, який має не тільки конструкційне, але й технологічне значення, слід зазначити наступне. По перше, у верхній частині його об'єму відбувається рух і масообмін продуктів плавки упродовж циклу випуску і наповнення розплавів [5].

По друге, рідкий чавун зумпфу при достатній товщині шару сприяє спливанню коксової насадки над лещаддю (див. рис. 1), що унеможливує утворення тотерману – застиглої коксорозплавного моноліту при розладнаннях ходу доменної плавки. Саме через недостатні абсолютні та відносні глибини горна і зумпфу на печі №9 Криворіжсталі (див. табл. 2) і недостатню глибину зумпфу на печі №5 Северсталі у ряді кампаній печей центральна частина коксової насадки у металоприймачі перетворилася на тотерман – застиглий на лещаді моноліт (рис. 2).

При недостатній глибині зумпфу рівномірному зносу днища лещаді потужних печей перешкоджають два фактори. З однієї сторони інтенсивне рівномірне підлещадне охолодження, з другої сторони просідання центральної частини коксової насадки, обумовлене периферійним підведенням дуття і зменшенням підйомної сили газів в центрі горна [11]. Тому центральна частина лещаді ушкоджується значно менше ніж периферійна (рис. 3, а). На печах з меншим діаметром горна зростає вплив периферійного тиску газів на більшу в перетині частину коксової насадки і руйнування лещаді відбувається відносно рівномірно (рис. 3, б і рис. 1).

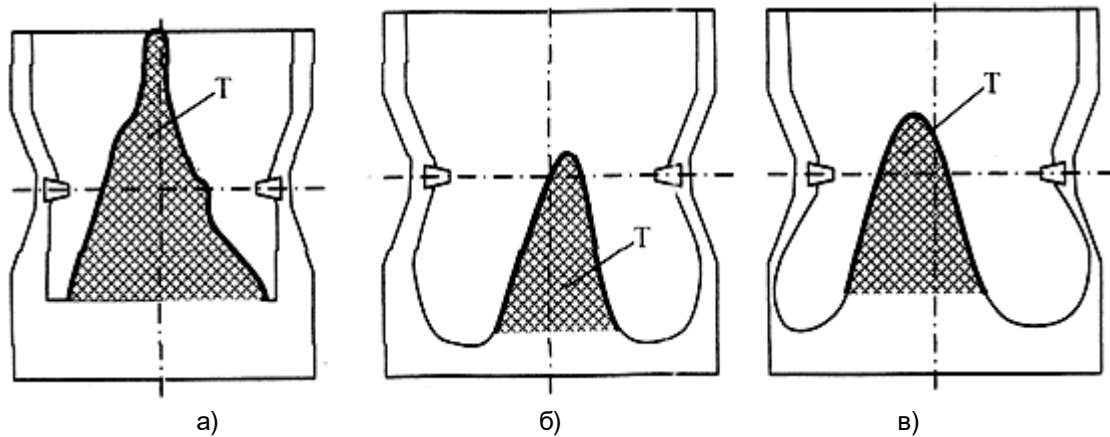


Рисунок 2 - Схеми утворення тотермана (суміші коксу із застиглим розплавом) на лещаді доменних печей з недостатньою глибиною зумпфу за даними ІЧМ [28]: а) ДП №9 Криворіжсталі, видувка в грудні 1977р.; б) ДП №5 Северсталі (РФ) у першу кампанію 1986-1995 р.р.; в) ДП №5 у ході другої кампанії 1995-1997 р.р.; Т – тотерман.

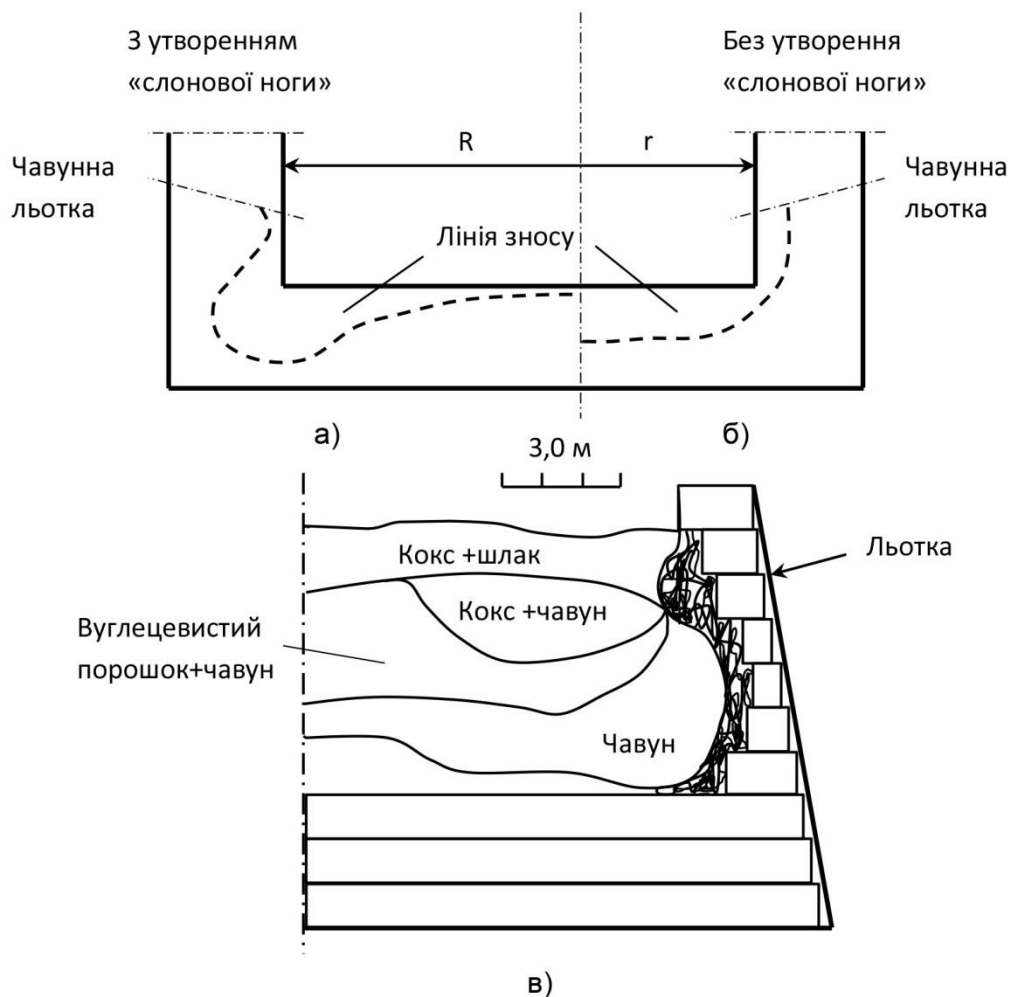


Рисунок 3 – Схема руйнування лещаді і стін зумпфу в залежності від радіусу горна: а) $R > r$; б) $R < r$; в) перетин матеріалів в зумпфі доменної печі №4 в Курасіки, отриманий методом пошарового розбирання за даними [29]

Через недостатню глибину зумпфу на потужній печі №4 в Курасіки (Японія) з діаметром горна 15 м відбулося характерне руйнування лещаді у вигляді «слонової ноги» (рис. 3, в, [29]).

По третє, тепловміст рідкого чавуну, який заповнює зумпф, обумовлює теплову інерційність ме-

талоприймача, особливо при експлуатації печі з «сухим» горном. Для порівняння втрат тепла на випуску продуктів плавки з можливістю збереження тепла в зумпфі за рахунок розплавленого чавуну зроблено підрахунки з використанням даних про роботу печі Северсталі об'ємом 5580 м³ [15].

Теплоємність чавуну прийнято 1128 кДж/кг, а шлаку 1756 кДж/кг. Розрахунок виконано з умовою, що конденсуючий тепло шар чавуну має висоту нижньої частини зумпфу, яка не приймає участь в циклі «накопичення – випуск». Для типового проекту вона склала $1,20 - 0,77 = 0,43$ м, для рекомендованого за умовою $h_{зум} \approx 0,2d_r$ $3,00 - 0,77 = 2,23$ м.

Неважко бачити (табл. 4), що при збереженні типової висоти зумпфу величина збереженого те-

пла рідкого чавуну на лещаді у двічі менша ніж втрати тепла з продуктами плавки на випуску. Якщо ж глибину зумпфу збільшити до 3 м, що не є верхньою межею для потужних печей, то ентальпія чавуну на лещаді більше ніж у 2,5 рази перевищить ентальпію розплавів. У такому разі шар металу в зумпфі може сприяти суттєвій інерційності теплового стану горна.

Таблиця 4 – Втрати тепла на випуску продуктів плавки і тепловміст чавуну із зумпфу на печі об'ємом 5580 м³⁺ за даними [15]

Середня маса випуску, т: чавуну шлаку	662 231
Втрати тепла, МДж: з чавуном зі шлаком разом	746736 405636 1152372
Тепловміст чавуну в зумпфі, МДж: при $h_{ч}$ 0,43 м при $h_{ч}$ 2,23 м	590620,8 3060489,6

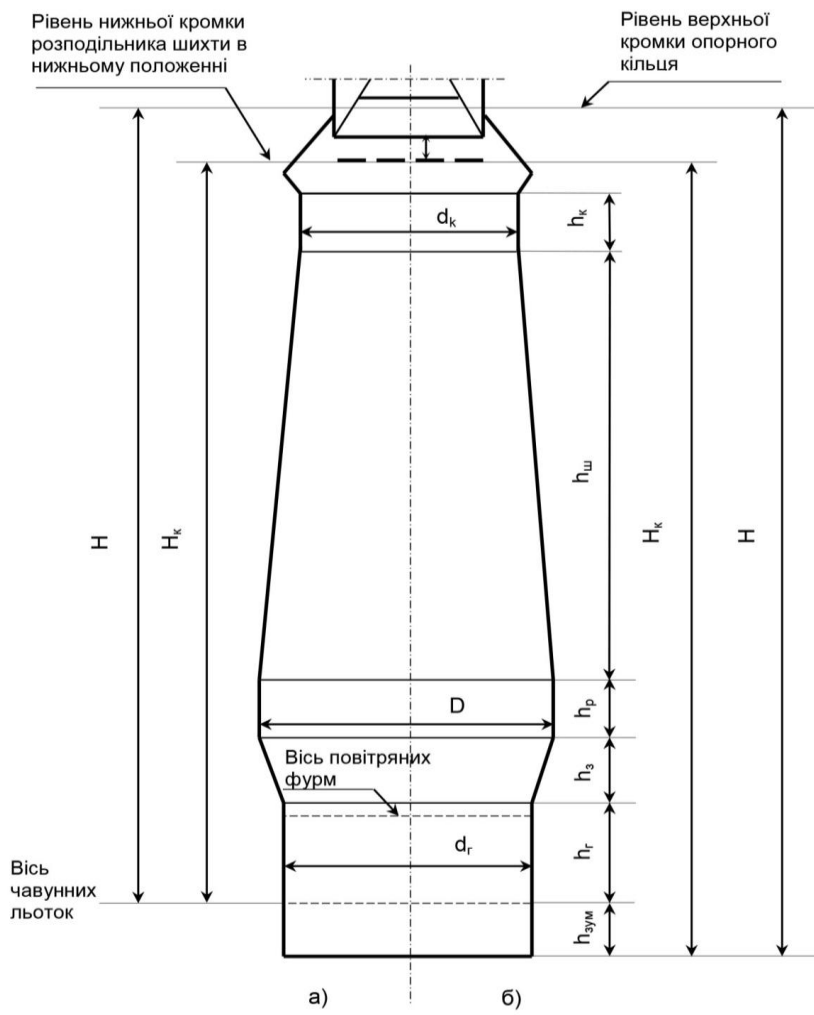


Рисунок 4 – Усталений (а) та запропонований (б) підхід до визначення деяких розмірів профілю доменної печі і робочого простору

Зважаючи на перераховані функції зумпф слід вважати шостим після колошника, шахти, розпару заплечиків і горна елементом профілю доменної печі. Тому повний корисний об'єм печі повинен містити і об'єм зумпфу, що дозволить зблизити розміри технологічного і будівельного об'ємів, робочого простору. Адже в будівельному плані від надійності конструкції огороження зумпфу залежить довгострокова безаварійна експлуатація печі. Об'єм печі від поверхні засипу до лещаді є фактичним об'ємом стовпа матеріалів, що в залежності від умов перебувають у різних фізичних станах.

Зважаючи на технологічне значення зумпфу і зростання його розмірів прийшов час переглянути усталений підхід до визначення деяких розмірів профілю доменної печі і робочого простору зокрема. На сьогодні прийнято, що повною висотою печі є відстань між рівнями чавунної льотки і опорним кільцем колошника (рис. 4, а).

Виникає закономірне питання, чому частка фактичної висоти робочого простору печі від чавунної льотки до лещаді видаляється з розгляду? Адже вказана частка робочого простору має таке ж і навіть більш досконале огороження, ніж розміщене вгорі над зумпфом. Крім того слід зважати і на те, що зумпф, як частина робочого простору заповнений матеріалами доменної плавки, які пройшли всі стадії перетворення. Виходячи з цього пропонується визначати повну висоту печі між рівнями поду лещаді внизу і опорним кільцем вгорі (рис. 4, б)

Практика збільшення числа чавунних льоток при будівництві нових і реконструкції діючих печей показала ефективність впливу цього засобу на стан коксової насадки в горні і на збільшення продуктивності агрегатів. Невипадково, що обладнання печі додатковими льотками розглядалося як фактор сприяння зростанню продуктивності печі і зниженню витрати коксу [30].

Тому не можна погодитись з рішенням проєктувальника [9] скоротити кількість чавунних льоток на ДП №8 ПАТ «Арселор Міттал Кривий Ріг» об'ємом 2700 м³ з трьох до двох, в результаті чого навантаженість об'ємом накопичувальної частини печі на одну льотку зросла зі 145 до 218 м³, що значно більше ніж на печах однакового або близького корисного об'єму. Так на ДП №4 Северсталі (РФ) з трьома льотками і однаковим корисним

об'ємом $V_{нч}/n_{чл}$ склало 152 м³, на ДП №1 Алчевського меткомбінату об'ємом 3000 м³ і трьома льотками – 163 м³.

Висновки. Запропоновані характеристики технологічних можливостей горна і накопичувальної частини печі, а також критерії для оцінки цих характеристик – частки об'єму накопичувальної частини, що приходяться на одну повітряну фурму $V_{нч}/n_{ф}$, потужність однієї повітряної фурми і відносний до протитоквої частини печі об'єм зумпфу $V_{зум}/V_{пр}$. Показано, що при проєктуванні і модернізації доменних печей бажано підтримувати критерії $V_{нч}/n_{ф}$ і $V_{нч}/n_{чл}$ на мінімально можливому рівні, а критерії потужності повітряної фурми і $V_{зум}/V_{пр}$ на максимальному.

Встановлено тенденцію гальмування нарощування висоти горна зі збільшенням корисного об'єму печей. На сучасних печах на кожні додаткові 1000 м³ корисного об'єму висота горна зростала в середньому на 9%, тоді як на радянських печах з типовим профілем - на 20%.

Показано, що випереджаюче зростання глибини зумпфу у порівнянні з іншими розмірами профілю обумовлено не тільки його конструкційною функцією, але й суто технологічними. Тому запропоновано вважати зумпф або мертвий шар шостим після горна невід'ємним елементом профілю доменної печі, оскільки зумпф, як частина робочого простору печі, заповнений рідким чавуном, виконує не тільки функцію захисту лещаді від руйнування при осіданні коксової насадки, але й виконує технологічні функції, а саме від'єднує коксову насадку від лещаді, що унеможливорює утворення тотерману на осіданнях при розладнаннях ходу печі, створює запас тепла, чим збільшує інерційність доменного процесу, а також приймає участь в циклі накопичення і випуску продуктів плавки.

Оскільки зумпф є частиною робочого простору печі запропоновано змінити підхід до визначення повної і корисної висоти доменної печі. Більш конкретно повною висотою слід вважати відстань від лещаді до верхньої кромки опорного кільця (фланця) кожуху колошника, а корисною – до конусу або лотка засипного пристрою в нижньому робочому положенні.

Бібліографічний список

1. Н.И. Савелов, А.Е. Сухоруков, Ю.И. Гохман О совершенствовании профиля доменных печей / *Сталь*.1987.№8.С.685-688.
2. О профиле проектируемых доменных печей большого объема / Г.Ю. Крячко, П.К. Лебедь, О.А. Бабенко [и др.] // *Интенсификация процессов доменной плавки и освоение печей большого объема*. Темат.отрасл.сб.№7.М. : *Металлургия*.1981.С.4-10.
3. Гиммельфарб А.А., Воловик Г.А., Левченко В.Е. Рациональный профиль и перспективы его развития / *Изв. вузов. Черная металлургия*.1987.№7.С.32-41.
4. Бабарыкин Н.Н, О рациональном профиле современной печи // *Изв. вузов. Черная металлургия*.1987.№7.С.20-32.
5. Новохатский А.М. Дис. на соискание докт. техн. наук. Алчевск.2009.392с.

6. H-V. Vogelpoth, G. Stell, M. Peters Estimations concerning the flow behavior of hot metal in the blast furnace / Sfaahl and Eisen.1985.vol.105.№8.p.451-457.
7. Современные аспекты развития доменных печей в мире. Х. Хилле, В. Ланцер, Х.Б. Лунген, Р. Зигер / Черные металлы.1997.№8.С.10-19.
8. Кривченко Ю.С., Бычков С.В., Жариков А.Н. Состояние и проблемы реконструкции доменных печей Украины / Теория и практика производства чугуна: Сб.тр. международной научно-технич. конф.- Кривой Рог. КГГМК «Криворожсталь».2004.С.122-132.
9. Панин В.Н. Модернизация действующих доменных цехов Украины / Новини науки Придніпров'я. Збірка наукових доповідей до науково-практичної конференції присвяченої 100-річчю відомого вченого Г.А. Воловика Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-VAL».2010.С.39-43.
10. Каплун Л.И. Устройство и проектирование доменных печей : учебное пособие. Л.И. Каплун, А.В. Малыгин, О.П. Онорин, А.В. Пархачев. Екатеринбург : УрФУ.2016.219с.
11. Металлургия чугуна : Учебник для вузов.3-е изд.перераб. и доп. / под ред. Ю.С. Юсфина. -М.: ИКЦ «Академкнига».2004.774с.
12. Шатлов В.А., Бузоверя М.Т., Горобец С.Г. Анализ размеров типовых профилей и рекомендации по их модернизации при реконструкции доменных печей / Новини науки Придніпров'я. Збірка наукових доповідей до науково-практичної конференції присвяченої 100-річчю відомого вченого Г.А. Воловика Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-VAL».2010.С.103-105.
13. Исследование и анализ проектов конструкций профиля и показателей доменной плавки при переходе к технологии работы с применением пылеугольного топлива в условиях Украины / А.Л. Чайка, В.В. Лебедь, А.А. Сохацкий [и др.] // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии : Сб. науч. тр.- Дніпро : ІЧМ НАН України.2017.вип.31.С.53-67.
14. Тенденции изменения проектных профилей доменных печей в современных топливно-сырьевых условиях / В.В. Горупаха, Ю.С. Семенов, Е.И. Шумельчик, Е.Д. Вышинская // Сталь.2019.№2.С.2-7.
15. Дружков В.Г., Прохоров И.Е. Выбор режима выпуска чугуна и шлака из горна доменных печей в современных условиях // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова.2011.№4.С.9-12.
16. Коробов И.И, Анализ работы горна больших доменных печей // Металлургия и коксохимия.Киев.1982.№75.С.102-106.
17. Всесезонное совещание доменщиков по обмену опытом работы мощных доменных печей / Сталь.1964.№1.С.23-24.
18. Довгань Л.В. Разгары кладки лещадей доменных печей / Металлург.1978.№5.С.17-18.
19. Сорокин Л.А. Работа конструкций доменных печей. М : Металлургиздат.1962.264с.
20. Реконструкция доменной печи, совмещенная с капитальным ремонтом / В.М. Грацилев, В.И. Солодков, В.И. Стекачев, В.И. Новиков // Металлург.1978.С.15-18.
21. Опыт эксплуатации доменной печи №6 объемом 3200 м³ на НЛМЗ. Н.С. Антипов, В.В. Капорулин, Э.А. Шепетовский, Е.М. Визлов / Сталь.1983.№5.С.31-33.
22. Капитальный ремонт с реконструкцией доменной печи №4 ОАО «Северсталь» / В.Н. Логинов, А.В. Захаров, В.И. Нетронин и др. // Черные металлы.2007.№6.С.8-13.
23. Zhang Fuming/ Design, Construction and commissioning of 5500 m³ Blast Furnace at Shougang jintang // Technical contribution to the 6th International Congress on the Science Tehnology of Ironmaking – ICSTI.Oktober 14th to 18th.2012.Piode Janero. R.J., Brazil. P.P.185-194.
24. Патент RU №2722947 «Профиль доменной печи для высокоинтенсивной работы» МПК⁶ C21B 7/06, опубл.05.06.2020.Бюл.№16
25. Miwa Takashi, Kuribara Kiichiro. Recent Development in Iron making Technologies in Japan // Steel researcg international.2001.vol.82.Issue 5.P.P.422-466.
26. Электронный ресурс. В Южной Корее начала работу самая большая в мире доменная печь. Режим доступа: azoypromstal.com/news/one/id/1728
27. Advanced Technologies for Blast Furnace Life Extension / Kaoru Nakano, Takanoby Inada, Kenji Katajama at al. / Nippon Steel Technical Report No.123.March.2020.P.109-118.
28. Влияние распределения шихты на разгар металлоприемника доменной печи / В.И. Большаков, С.Т. Шулико, В.В. Канаев, Ф.М. Шутылев // Металлургическая и горнорудная промышленность.- 2001.-№4.-С.4-9.
29. Влияние формы свободного производства в горне на характер выпуска жидких продуктов при снижении температуры в доменной печи / Т. Ноуши, С. Ватакабе, М. Такеда и др. // Новости черной металлургии за рубежом.2004.№6.С.28-29.
30. Технолог-доменщик. Справочное и методическое руководство / Ю.П. Волков, Л.Я. Шпарбер, А.К. Гусаров // М. : Металлургия, 1986. 263 с.

Мазур І.А., Лісний Д.Ю., Шелудько Д.О.

Дослідження динамічних процесів у гідросистемі затискання заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі ТПА 140

Mazur I., Lisnyi D., Sheludko D.

Investigation of dynamic processes in the hydraulic system of clamping the workpiece of the loading machine of the ring heating furnace of the pipe rolling unit 140

Мета. Метою роботи є дослідження динамічних навантажень, які виникають в гідросистемі механізму затискання трубною заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі ТПА 140 та розробка заходів по їх зниженню.

Методика. Методика дослідження заснована на використанні методів математичного моделювання та фундаментальних законів гідравліки та гідродинаміки. Розроблено математичну модель дослідження динамічних процесів, що відбуваються у гідросистемі механізму затискання трубною заготовки яка враховує хвильові процеси у довгих гідромагістралях. Відмінною рисою розробленої математичної моделі є можливість вибору раціонального шагу дискретизації на основі аналізу динамічної реакції гідромагістралі на вплив збурення, характерний для даного гідроприводу, для ефективного врахування хвильових властивостей гідромагістралей.

Результати. З використанням розробленої моделі досліджено динамічні процеси, які відбуваються у гідросистемі механізму затискання трубною заготовки. Встановлено, що коефіцієнт динамічності гідросистеми складає 1,39, який значно перевищує припустиме значення. Запропоновані технічні рішення для зниження небезпечних динамічних навантажень у гідросистемі полягають у тому, що необхідно зменшити час спрацьовування гідророзподільника з 0,30 сек до 0,15 сек, та використовувати у гідроциліндрі гальмівний пристрій з довжиною камери гальмування у 15 мм.

Наукова новизна. Для ефективного врахування хвильових властивостей гідромагістралей у математичній моделі передбачений вибір раціонального шагу дискретизації на основі аналізу динамічної реакції гідромагістралі на вплив збурення, характерний для даного гідроприводу. В якості таких впливів збурення в умовах насосного приводу найчастіше за все виступають практично миттєве спрацьовування керуючих елементів та раптова зупинка робочого органу наприкінці його руху. Таким чином, для кожної з гідромагістралей було взято раціональне число ділянок розбиття k_j , що забезпечує задану точність математичної моделі.

Практична значущість. Практична значущість роботи полягає в розробленій математичній моделі, яка дозволяє з високою достовірністю аналізувати поведінку гідросистеми механізму затискання, що піддається впливу різного характеру в широкому діапазоні режимних параметрів.

Ключові слова: машина завантажувальна, механізм затискання, гідросистема, процеси хвильові, тиск, навантаження динамічні, процеси перехідні, гідророзподільник, час спрацьовування, пристрій гальмування.

Purpose. The purpose of the work is to study the dynamic loads that occur in the hydraulic system of the pipe blank clamping mechanism of the loading machine of the ring heating furnace of the pipe rolling unit 140 and to develop measures to reduce them.

Methodology. The research methodology is based on the use of mathematical modeling methods and fundamental laws of hydraulics and hydrodynamics. A mathematical model of the study of dynamic processes occurring in the hydraulic system of the pipe blank clamping mechanism has been developed, which takes into account wave processes in long hydraulic mains. A distinctive feature of the developed mathematical model is the possibility of choosing a rational discretization step based on the analysis of the dynamic response of the hydraulic main to the influence of the disturbance characteristic of this hydraulic drive, in order to effectively take into account the wave properties of hydraulic mains.

Findings. Using the developed model, the dynamic processes that occur in the hydraulic system of the pipe blank clamping mechanism were investigated. It was established that the dynamic coefficient of the hydraulic system is 1.39, which is significantly higher than the permissible value. Proposed technical solutions to reduce dangerous dynamic loads in the hydraulic system are that it is necessary to reduce the activation time of the hydraulic distributor from 0.30 sec to 0.15 sec, and to use a brake device with a brake chamber length of 15 mm in the hydraulic cylinder.

Originality. In order to effectively take into account the wave properties of hydraulic mains in the mathematical model, the choice of a rational discretization step is provided based on the analysis of the dynamic response of the hydraulic main to the influence of the disturbance characteristic of this hydraulic drive. As such effects of disturbances in the conditions of the pump drive, the almost instantaneous activation of the control elements and the sudden stop of the working body at the end of its movement appear most often. Thus, for each of the hydraulic mains, a rational number of k_j division sections was taken, which ensures the specified accuracy of the mathematical model.

Practical value. The practical significance of the work lies in the developed mathematical model, which makes it possible to analyze with high reliability the behavior of the hydraulic system of the clamping mechanism, which is exposed to various influences in a wide range of mode parameters.

Keywords: loading machine, clamping mechanism, hydraulic system, wave processes, pressure, dynamic loads, transient processes, hydraulic distributor, activation time, braking device.

Вступ. Високий науково-технічний та виробничий потенціал, створений в Україні в області чор-

ної металургії та в трубному виробництві у тому числі, вивів нашу країну в ряд передових у технічному відношенні країн світу. Незважаючи на кризисні явища в виробничій сфері, Україна продовжує займати ключові позиції у світі серед виробників трубної продукції. В виробництві труб серед промислово розвинених країн світу Україна займає одне із перших місць, маючи значні потужності. Інтенсивному розвитку трубної промисловості сприяло, постійне удосконалення технологічних процесів, створення потужної наукової бази.

Для забезпечення ефективної роботи трубопрокатних агрегатів (ТПА) необхідно створення основного і допоміжного устаткування, що відповідає ряду вимог, таких як висока продуктивність, надійна і безаварійна робота, можливість автоматизації, добра ремонтпридатність і іншим вимогам, які забезпечують високі техніко-економічні показники виробництва.

Експлуатація технологічного устаткування супроводжується виявленням у ньому недоліків, які пов'язані з фізичним та моральним старінням. Внаслідок цього з'являється необхідність удосконалення обладнання, розробок нових конструкцій та заміни недосконалого устаткування новим.

В останні роки особливе значення набула модернізація існуючого устаткування ТПА 140 з метою підвищення одиничної продуктивності агрега-

тів, зниження витрат на допоміжні операції по підготовці заготовки до формування труби за рахунок раціональної конструкції механізмів і підвищення надійності їх вузлів. При цьому велика увага приділяється дослідженню питань, які спрямовані на поліпшення динамічних характеристик гідравлічних систем агрегату та зниження навантажень в несталих режимах роботи.

Завантажувальна машина кільцевої нагрівальної печі виконує перші операції підготовки трубної заготовки до прокатки в потоці ТПА 140, робота якої суттєво впливає на роботу всього агрегату в цілому. Досвід експлуатації завантажувальної машини показав, що одним з основних його недоліків є низька надійність та незадовільна робота її гідросистем. Зокрема, у гідросистемі затискання трубної заготовки спостерігаються підвищені динамічні навантаження, які призводять до виходу з ладу вузлів та елементів гідросистеми. В гідросистемі застосовується золотниковий гідророзподільник з електрогідравлічним керуванням, час спрацьовування якого практично не підлягає регулюванню. Окрім цього, компоновка гідросистеми затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі (рис. 1) виконана з конструктивних та технологічних міркувань, без урахування впливу довжин трубопроводів на характер динамічних процесів у гідросистемі.

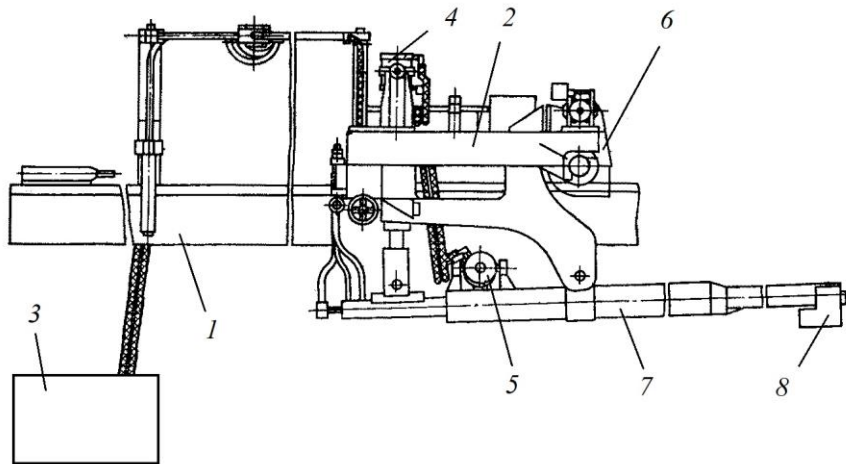


Рисунок 1 – Принципова схема завантажувальної машини трубних заготовок у кільцеву нагрівальну піч:

1 – портал або естакада; 2 – візок; 3 – насосна станція; 4 – гідроциліндр механізму хитання хоботу; 5 – гідроциліндр механізму затискання трубної заготовки; 6 – електромеханічний привод пересування візка; 7 – хобот; 8 – затискний пристрій

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Для оцінки якості роботи гідросистеми затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі в процесі проектування повинна бути забезпечена можливість визначення впливу компоновальних рішень і конструктивних параметрів гідроелементів, швидкохідність, надійність і якість роботи. Надалі при експлуатації і модернізації завантажувальної машини також виникає необхідність провести цілий ряд уточнюючих розрахунків.

Якщо гідросистема містить довгі магістралі (що характерно для завантажувальної машини з насосним приводом), то при аналізі перехідних процесів необхідно враховувати хвильові явища. Критерієм для необхідності обліку розподілених параметрів є співвідношення між характерним часом збурення і часом пробігу акустичною хвилею довжини магістралі [1]. Якщо ці характерні часи сумірні, то хвильові явища необхідно враховувати.

Рівняння гідромеханіки, що описують одномірний нестационарний рух в'язкої рідини, є квазіліній-

ними рівняннями гіперболічного типу, для яких є багато способів вирішення. Зокрема, в класичній роботі М.С.Жуковського [2] використовувався метод Д'Аламбера, що дає наочну картину поширення ударної хвилі по довжині магістралі.

Ефективний спосіб вирішення хвильового рівняння, розвинений Л.М.Тарко [3], полягає в використанні операційного методу. При цьому рішення рівнянь в приватних похідних зводиться до алгебраїчних операцій над функціями, що визначають характер впливу збурення.

Більш широкими можливостями володіє кінцево-різницеви методи перетворення рівнянь в приватних похідних в систему звичайних диференціальних рівнянь. Моделювання на АОМ гідравлічних пристроїв з урахуванням хвильових процесів в трубопроводі розроблено С.Н.Кожевніковим [4]. Питання раціональної побудови математичної моделі при дослідженні за допомогою ЕОМ хвильових процесів в гідросистемі, що складається з джерела живлення, довгого нерозгалуженого трубопроводу і силового гідроциліндра, розглянуті в роботі І.А.Немеровського [5], в роботах Ж.П.Дусанюк [6-9] та в роботах І.А.Мазура [10-12].

Мета і завдання досліджень. На сьогоднішній час, актуальною задачею при проектуванні та дослідженні гідроприводу з довгими напірними гідромагістралями залишається швидке і всебічне виявлення впливу структури приводу, його параметрів і параметрів навантаження на характеристики перехідних процесів. Тому, метою роботи є дослідження динамічних процесів в існуючій гідросистемі механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі

ТПА 140 та розробка заходів по їх зниженню. У відповідності з поставленою метою вирішені наступні завдання: розроблена математична модель дослідження динамічних процесів у гідросистемі механізму затискання трубної заготовки; виконані теоретичні дослідження режимів роботи гідросистеми у періоди розгону та гальмування; рекомендовані раціональні режими роботи гідросистеми.

Матеріали та методи дослідження. На підставі аналізу математичних моделей, застосовуваних в практиці динамічних розрахунків реальних гідросистем [6-12], можна зробити висновок, що в якості математичної моделі, яка враховує особливості конструкції і роботи гідросистеми затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі ТПА 140, доцільно використовувати систему диференціальних рівнянь в приватних похідних з нелінійними і нестационарними коефіцієнтами, перетвореними кінцево-різницеви методом в систему звичайних диференціальних рівнянь з граничними умовами, описаними алгебраїчними рівняннями. Це дає можливість створення базової динамічної моделі, яка дозволяє з високою достовірністю аналізувати поведінку гідросистеми механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини, яка піддається впливу різного характеру в широкому діапазоні режимних параметрів.

Розглянемо типову розрахункову схему гідросистеми механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі з насосним приводом, котра наведена на рис. 2.

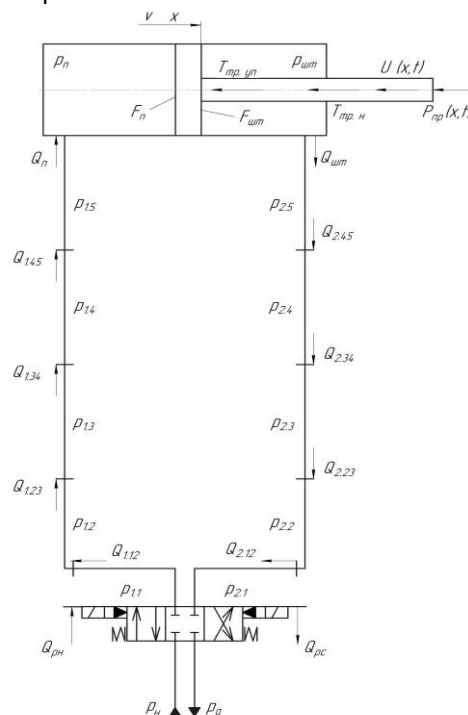


Рисунок 2 – Розрахункова схема гідросистеми механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі ТПА 140

Увесь цикл роботи гідросистеми механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини складається з двох фаз: робочого ходу та холостого ходу, для кожного з яких характерна своя структура гідромеханічної системи.

Основна задача математичного моделювання складається у визначенні циклограми роботи механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини та динамічних навантажень у гідромагістралях в залежності від технологічних, конструктивних та режимних параметрів гідросистеми механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини.

При складанні математичного опису процесів, які протікають у гідросистемі механізму затискання трубної заготовки, за основу було взято методичну базу створену С.М.Кожевниковим у роботі [4], та у подальшому розвинену у роботах [10-12]. При створенні математичного опису процесів, які протікають у гідросистемі були прийняті наступні припущення: тиск робочої рідини створений насосом постійний; втрати рідини у гідросистемі відсутні; наведений модуль пружності гідромагістралей не залежить від тиску та температури робочої рідини.

Математична модель довгої гідромагістралі як системи з розподіленими параметрами, для несталого руху реальної пружної рідини, описується рівняннями [3]:

$$\begin{aligned} \frac{dv_{i,j}}{dt} &= \frac{p_{i-1,j} - p_{i,j}}{\rho \cdot k_j} - \frac{\xi_{i,j}}{2 \cdot k_j} \cdot |v_{i,j}| \cdot v_{i,j}; \\ \frac{dp_{i,j}}{dt} &= \frac{E_j}{k_j} \cdot (v_{i,j} - v_{i+1,j}), \end{aligned} \tag{2}$$

де i, j – номер ділянки та індекс гідромагістралі; $\xi_{i,j}$ – гідравлічний опір i -тої ділянки j -тої гідромагістралі; E_j – приведений модуль пружності для j -тої гідромагістралі; k_j – шаг дискретизації, який визначається з вираження: $k_j = L_j / n_j$, L_j та n_j – довжина та число ділянок розбиття j -тої гідромагістралі.

$$\begin{aligned} \frac{dQ_{i,j}}{dt} &= \frac{f_j \cdot (p_{i-1,j} - p_{i,j})}{\rho \cdot k_j} - \frac{\xi_{i,j}}{2 \cdot k_j \cdot f_j} \cdot |Q_{i,j}| \cdot Q_{i,j}; \\ \frac{dp_{i,j}}{dt} &= \frac{E_j}{k_j \cdot f_j} \cdot (Q_{i,j} - Q_{i+1,j}), \end{aligned} \tag{4}$$

Для ефективного врахування хвильових властивостей окремих гідромагістралей у моделі пе-

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -\rho \cdot \left(\frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\lambda}{2 \cdot d} \cdot |v| \cdot v \right); \tag{1}$$

$$\frac{\partial p}{\partial t} = -\rho \cdot c \cdot \frac{\partial v}{\partial x},$$

де p – тиск рідини у гідромагістралі; v – швидкість рідини у гідромагістралі; λ, d – коефіцієнт гідравлічного опору та діаметр гідромагістралі; x, t – відповідно координата перетину гідромагістралі та час; ρ – густина робочої рідини; c – швидкість розповсюдження пружної хвилі у гідромагістралі та визначається з вираження:

$$c = \sqrt{E/\rho}.$$

Тут E – усереднений модуль об'ємної пружності рідини у гідромагістралі визначається з вираження [13]:

$$E = \left(\frac{1}{E_p} + \frac{d}{\delta \cdot E_T} \right)^{-1},$$

де E_p, E_T – модуль пружності рідини та матеріалу трубопроводу; d та δ – діаметр та товщина стінки трубопроводу.

Для рішення системи (1) в математичній моделі використовується кінцево-різницевий метод перетворення рівнянь в приватних похідних в систему звичайних диференціальних рівнянь. Рівняння (1), перетворене таким чином, запишеться для i -тої ділянки j -тої гідромагістралі у вигляді:

Швидкість руху робочої рідини в i -тій ділянці j -тої гідромагістралі може бути виражена у вигляді:

$$Q_{i,j} = v_{i,j} \cdot f_j, \tag{3}$$

де f_j – площа поперечного перерізу j -тої гідромагістралі.

Підставив (3) у (2) та, зробивши перетворення, отримаємо математичну модель гідромагістралі з розподіленими параметрами:

редбачений вибір раціонального шагу дискретизації на основі аналізу динамічної реакції гідромагі-

тралі на вплив збурення, характерний для даного гідроприводу. В якості таких впливів збурення в умовах насосного привода найчастіше за все виступають практично миттєве спрацювання керуючих елементів та раптова зупинка робочого органу наприкінці його руху. Таким чином, для кожної з гідромагістралей було взято раціональне число ділянок розбиття k_j , що забезпечує задану точність моделі.

Умовою спрягання двох суміжних ділянок є рівняння витрат на їх межі, тобто:

$$Q_{i,j} = Q_{i-1,j} = Q_{i-2,j}$$

Зміна тиску у відповідних порожнинах поршневого гідроциліндрів описується диференціальними рівняннями:

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + h \left(\frac{dx}{dt} \right) + U(x, t) + P_{\text{тр}}(x, t) + (T_{\text{тр.уп}} + T_{\text{тр.н}}) \text{sign} \left(\frac{dx}{dt} \right) - p_{\text{II}} F_{\text{II}} + p_{\text{III}} F_{\text{III}} = 0, \quad (6)$$

де m , x – маса та переміщення рухомих частин робочого органу; h і $U(x, t)$ – коефіцієнт в'язкого тертя та навантаження на робочий орган; $T_{\text{тр.н}}$ і $T_{\text{тр.уп}}$ – сила тертя в напрямних каретки та в ущільненнях.

$$Q_{p,i} = \mu_{p,i} \cdot f_{p,i}(p, t) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot |p_{j-1} - p_j|}{\rho}} \cdot \text{sign}(p_{j-1} - p_j), \quad (7)$$

де $Q_{p,i}$ і $\mu_{p,i}$ – величина і коефіцієнт витрати крізь відповідний керуючий пристрій; $f_{p,i}(p, t)$ – площі прохідних перетинів відповідних пристроїв у

$$Q_{c,i} = \alpha_{c,i} \cdot f_i \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot |p_{j-1} - p_j|}{\rho}} \cdot \text{sign}(p_{j-1} - p_j), \quad (8)$$

де $\alpha_{c,i}$ – коефіцієнт витрати крізь відповідний трубопровід; f_i – площі прохідних перетинів відповідних трубопроводів.

$$\begin{cases} \text{при відкритті } f_{p,i}(p, t) = f_{p,i}^{\text{max}} \frac{t}{t_0}; \\ \text{при закритті } f_{p,i}(p, t) = f_{p,i}^{\text{max}} \left(1 - \frac{t}{t_3} \right), \end{cases} \quad (9)$$

$$\frac{dp_{\text{II}}}{dt} = \frac{E_{\text{ж}}}{V_{\text{II}}^0 + x \cdot F_{\text{II}}} \cdot \left(Q_{\text{II}} - F_{\text{II}} \cdot \frac{dx}{dt} \right); \quad (5)$$

$$\frac{dp_{\text{III}}}{dt} = \frac{E_{\text{ж}}}{V_{\text{III}}^0 + x \cdot F_{\text{III}}} \cdot \left(F_{\text{III}} \cdot \frac{dx}{dt} - Q_{\text{III}} \right),$$

де p_{II} і p_{III} – тиск в поршневій і штоковій порожнині гідроциліндра; F_{II} і F_{III} – робоча площа поршня гідроциліндра у поршневій і штоковій порожнинах; V_{II}^0 і V_{III}^0 – початковий об'єм поршневої і штокової порожнини гідроциліндру; Q_{II} і Q_{III} – витрата робочої рідини в поршневій і штоковій порожнині гідроциліндра; x – координата положення робочого органу гідроциліндра.

Рух робочого органу механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини описується:

Граничними умовами для системи рівнянь (2), (4)-(6) є вираження, що являють собою витратно-напірні характеристики відповідних керуючих пристроїв:

функції тиску та часу; p_{j-1} і p_j – тиск на кінцевих ділянках відповідних трубопроводів.

Також, граничними умовами для системи рівнянь (2), (4)-(6) є вираження витрат у відповідних перетинах гідромагістралей:

Для адекватного моделювання динамічних явищ в гідросистемі механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини необхідно враховувати не раптовість спрацювання золотникових гідророзподільників, площі прохідного перетину яких змінюється по закону [12]:

де $f_{p.i}^{\max}$ – максимальна площа прохідного перетину гідророзподільника; $f_{p.i}(p, t)$ – зміна площі прохідного перетину гідророзподільника.

Складемо з розглянутих фрагментів повну математичну модель для дослідження динамічних процесів у гідросистемі яка буде мати вигляд:

$$p_H = \text{const.}$$

$$Q_{p.1} = \mu_{p1} \cdot f_{p1}(t) \sqrt{\frac{2 \cdot |p_H - p_{1.1}|}{\rho}} \cdot \text{sign}(p_H - p_{1.1}).$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{при відкритті } f_{p1}(t) = f_{p1}^{\max} \frac{t}{t_0}; \\ \text{при закритті } f_{p1}(t) = f_{p1}^{\max} \left(1 - \frac{t}{t_3}\right). \end{array} \right\}$$

$$\frac{dp_{1.1}}{dt} = \frac{E_1}{h_1 \cdot f_1} \cdot (Q_{p.1} - Q_{1.12}).$$

$$\frac{dQ_{1.12}}{dt} = \frac{f_1 \cdot (p_{1.1} - p_{1.2})}{\rho \cdot h_1} - \frac{\xi_{1.12}}{2 \cdot h_1 \cdot f_1} \cdot |Q_{1.12}| \cdot Q_{1.12}.$$

$$\frac{dp_{1.2}}{dt} = \frac{E_1}{h_1 \cdot f_1} \cdot (Q_{1.12} - Q_{1.23}).$$

$$\frac{dQ_{1.45}}{dt} = \frac{f_1 \cdot (p_{1.4} - p_{1.5})}{\rho \cdot h_1} - \frac{\xi_{1.45}}{2 \cdot h_1 \cdot f_1} \cdot |Q_{1.45}| \cdot Q_{1.45}.$$

$$\frac{dp_{1.5}}{dt} = \frac{E_1}{h_1 \cdot f_1} \cdot (Q_{1.45} - Q_{II}).$$

$$Q_{II} = \alpha_{II} \cdot f_1 \sqrt{\frac{2 \cdot |p_{1.5} - p_{II}|}{\rho}} \cdot \text{sign}(p_{1.5} - p_{II}).$$

$$\frac{dp_{II}}{dt} = \frac{E_{ж}}{V_{II}^0 + x \cdot F_{II}} \cdot \left(Q_{II} - F_{II} \cdot \frac{dx}{dt} \right).$$

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + h \left(\frac{dx}{dt} \right) + U(x, t) + P_{np}(x, t) + (T_{тр.уш} + T_{тр.н}) \text{sign} \left(\frac{dx}{dt} \right) - p_{II} F_{II} + p_{III} F_{III} = 0.$$

$$\frac{dp_{III}}{dt} = \frac{E_{ж}}{V_{III}^0 - x \cdot F_{III}} \cdot \left(F_{III} \cdot \frac{dx}{dt} - Q_{III} \right).$$

$$Q_{III} = \alpha_{III} \cdot f_2 \sqrt{\frac{2 \cdot |p_{III} - p_{2.5}|}{\rho}} \cdot \text{sign}(p_{III} - p_{2.5}).$$

$$\frac{dp_{2.5}}{dt} = \frac{E_2}{h_2 \cdot f_2} \cdot (Q_{III} - Q_{2.45}).$$

$$\frac{dQ_{2.45}}{dt} = \frac{f_1 \cdot (p_{2.5} - p_{2.4})}{\rho \cdot h_2} - \frac{\xi_{2.45}}{2 \cdot h_2 \cdot f_2} \cdot |Q_{2.45}| \cdot Q_{2.45}.$$

$$\frac{dp_{2.4}}{dt} = \frac{E_2}{h_2 \cdot f_2} \cdot (Q_{2.45} - Q_{2.34}).$$

$$\frac{dQ_{2.12}}{dt} = \frac{f_1 \cdot (p_{2.2} - p_{2.1})}{\rho \cdot h_2} - \frac{\xi_{2.12}}{2 \cdot h_2 \cdot f_2} \cdot |Q_{2.12}| \cdot Q_{2.12}.$$

$$\frac{dp_{2.1}}{dt} = \frac{E_2}{h_2 \cdot f_2} \cdot (Q_{2.12} - Q_{p2}).$$

$$Q_{p,2} = \mu_{p2} \cdot f_{p2}(t) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot |p_{2.1} - p_a|}{\rho}} \cdot \text{sign}(p_{2.1} - p_a).$$

$$\left. \begin{aligned} \text{при відкритті } f_{p2}(t) &= f_{p2}^{\max} \frac{t}{t_o}; \\ \text{при закритті } f_{p2}(t) &= f_{p2}^{\max} \left(1 - \frac{t}{t_3}\right). \end{aligned} \right\}$$

$$p_a = \text{const.}$$

Прийняті значення постійних параметрів гідро-системи наступні:

$$p_H = 6,3 \text{ МПа}; \quad m = 460 \text{ кг};$$

$$p_a = 0,1 \text{ МПа};$$

$$F_{II} = 50,26 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2;$$

$$F_{III} = 30,63 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2; \quad L = 0,175 \text{ м};$$

$$L_1 = L_2 = 5 \text{ м};$$

$$f_1 = f_2 = 1,131 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2;$$

$$f_p = 1,131 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2; \quad \rho = 912 \text{ кг/м}^3;$$

$$E_{ж} = 1,6 \cdot 10^9 \text{ Па}; \quad E_T = 2,0 \cdot 10^{11} \text{ Па};$$

$$h = 8,6 \cdot 10^{-6};$$

$$\begin{aligned} T_{\text{тр.уп}} &= 0,848 \cdot 10^{-4} \cdot p_{II} + 0,848 \cdot 10^{-4} \cdot p_{III} \\ \xi_{T1} &\cong 35; \quad \xi_{T2} \cong 35; \quad \alpha_{II} = \alpha_{III} = 0,35; \\ \mu_p &= \mu_{p1} = \mu_{p2} = 0,65. \end{aligned}$$

Повну систему рівнянь з граничними умовами зручно реалізувати на ПЕОМ за допомогою стандартних методів Рунге-Кутта.

Результати дослідження. У ході реалізації системи рівнянь у програмному середовищі Simulink MATLAB, були отримані результати дослідження динамічних процесів в гідросистемі механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі ТПА 140. Результати досліджень наведені на рис. 3 для робочого ходу та на рис. 4 для зворотного ходу механізму затискання трубної заготовки відповідно.

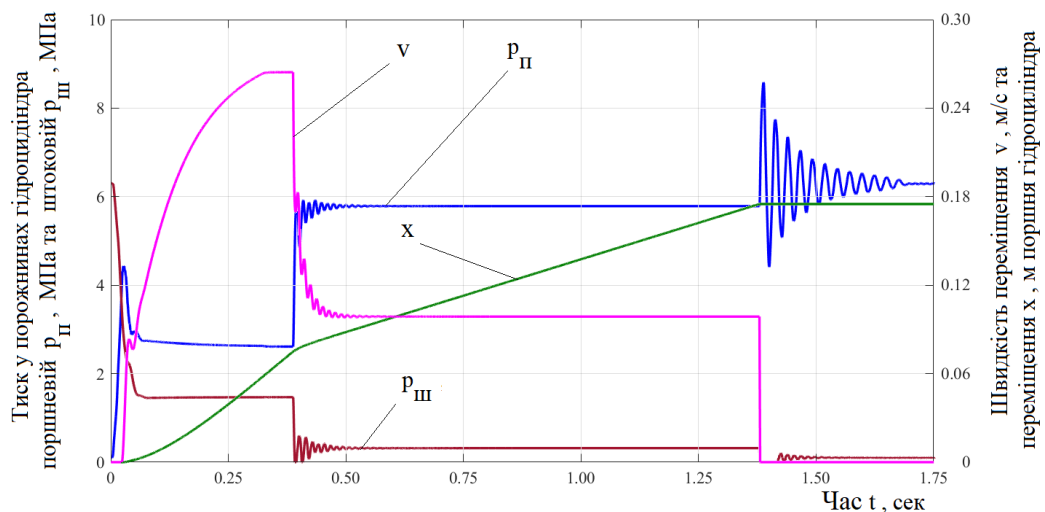


Рисунок 3 – Результати дослідження режимів роботи існуючої гідросистеми механізму затискання трубної заготовки при робочому ході

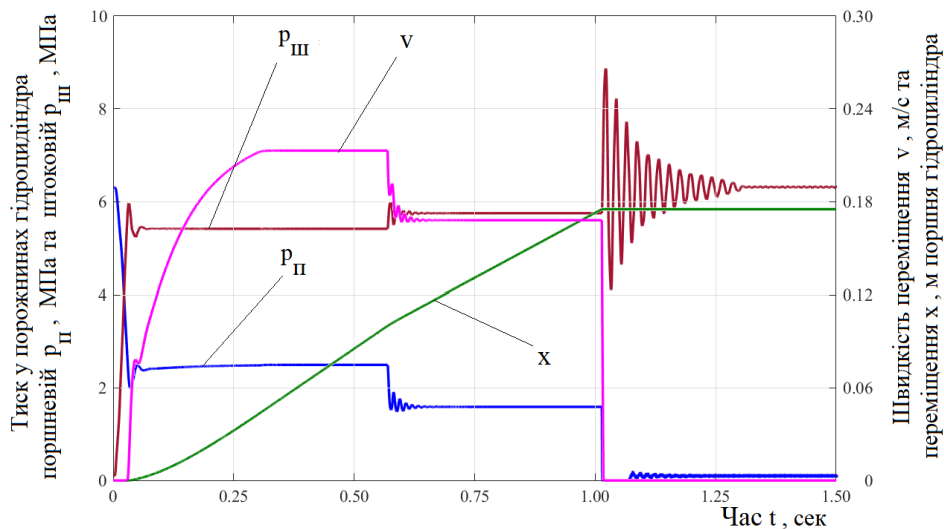


Рисунок 4 – Результати дослідження режимів роботи існуючої гідросистеми механізму затискання трубної заготовки при зворотному ході

В результаті дослідження режимів роботи гідросистеми механізму затискання трубної заготовки було встановлено, що при проектному режимі роботи небезпечні динамічні навантаження у гідросистемі не виникають. Однак, було встановлено, що наприкінці робочого та зворотного ходів гідроциліндру механізму затискання у кінцевих положеннях виникає раптова зупинка поршня гідроциліндра на жорсткий упор (кришки гідроциліндра), що призводить до раптового навантаження на різьбове з'єднання корпусу гідроциліндра з кришками. Навантаження, які виникають у гідросистемі, перевищують максимально допустимі значення. При цьому, коефіцієнт динамічності гідросистеми наприкінці робочого ходу та зворотного ходу становить $K_D = 8,8 \text{ МПа} / 6,3 \text{ МПа} = 1,39$. Це значно перевищує допустиме значення коефіцієнту динамічності для гідросистем, який дорівнює $K_D = 1,2$. Крім того було встановлено, що у період розгону поршня гідроциліндру при робочому та зворотному ході, хоча і не виникають небезпечні навантаження, однак спостерігаються коливання тиску у порожнинах гідроциліндру, що призводить до промивання золотників гідророзподільників.

У процесі розгону та гальмування гідравлічного виконавчого механізму коливальні процеси і динамічні навантаження проявляються у повному обсязі. Зниження вказаних явищ є вельми актуальною задачею та може здійснюватися різними шляхами: поліпшенням гідравлічних характеристик елементів керування, застосуванням різних компенсаторів тиску та пристроїв демпфірування, створенням раціональної гідросхеми, переходом на керуючу апаратуру з пропорційним керуванням, та іншими методами, що застосовуються для кожного конкретного випадку.

Зниження динамічних навантажень у гідросистемі механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини у період зупинки поршня гі-

дроциліндру наприкінці робочого та зворотного ходів відомими засобами призведе до суттєвого збільшення циклу роботи механізму. Це відбудеться тому, що відомі засоби гальмування в основному побудовані на принципі дроселювання рідини. Нами буде розглянуто питання зниження динамічних навантажень раціональним часом закриття керуючого гідророзподільника та застосування гідравлічного гальмуючого пристрою у вигляді кінцевого хвостовика (веретена).

Окрім цього, будуть визначені раціональні режими роботи існуючої гідросистеми механізму затискання трубної заготовки у період її розгону. При цьому, нами буде розглядатися раціональний порядок відкриття та закриття керуючого гідророзподільника. Питання збільшення часу відкриття керуючого гідророзподільника та збільшення чи зменшення площі його прохідного перетину нами розглядатися не буде тому, що це призведе до збільшення циклу роботи механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини.

Задача буде полягати у тому, щоб рекомендувати такий раціональний порядок роботи керуючого гідророзподільника, при якому динамічні навантаження у гідросистемі були б найменшими.

В гідросистемі використовується гідророзподільник який спрацьовує за $0,30$ сек, хоча згідно з його технічною характеристикою час спрацьовування знаходиться у межах $0,05 \div 3,0$ сек. Конструкція гідророзподільника побудована таким чином, що час відкриття та закриття буде однаковим. Тому, виконаємо дослідження динамічних процесів, які будуть відбуватися у гідросистемі механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини при різному часі спрацьовування керуючого гідророзподільника.

Результати дослідження режимів роботи гідросистеми механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі у період відкриття керуючого гідророзподіль-

ника, в залежності від часу його спрацьовування, представлені на рис. 5 при робочому та зворотному ході гідроциліндра.

Досліджувався режим гальмування поршня у кінцевому положенні кінцевим хвостовиком (веретеном). Довжина камери гальмування була прийнята рівною 15 мм та 25 мм. Довжина камери гальмування менша а ніж 15 мм втрачає конструктивний сенс та неможлива у реалізації. Довжина ка-

мери гальмування більша а ніж 25 мм значно збільшує цикл роботи механізму.

Результати дослідження режимів роботи гідросистеми механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі у період гальмування у кінцевому положенні, представлені на рис. 6 при робочому та зворотному ході гідроциліндра.

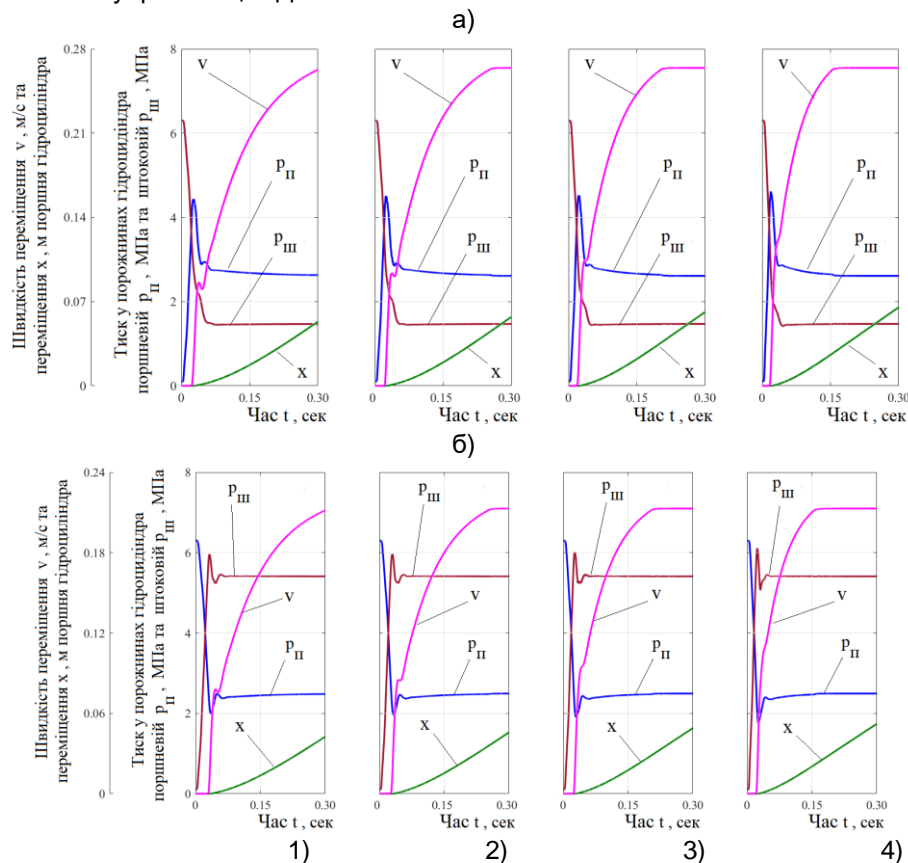


Рисунок 5 –Результати дослідження режимів роботи гідросистеми механізму затискання на початку робочого ходу (а) та зворотного (б) ходу в залежності від часу відкриття золотникового гідророзподільника:

- 1) час спрацьовування – 0,30 сек; 2) час спрацьовування – 0,25 сек;
- 3) час спрацьовування – 0,20 сек; 4) час спрацьовування – 0,15 сек.

Обговорення результатів. З аналізу результатів дослідження динамічних процесів (рис. 5), які відбуваються у гідросистемі механізму затискання, при відкритті керуючого гідророзподільника, в залежності від часу його спрацьовування, свідчать проте, що у гідросистемі відбуваються якісно однакові динамічні процеси. Перехідні процеси, які відбуваються на рисунку 6.

гідросистемі при часі спрацьовування гідророзподільника за 0,15 ÷ 0,30 сек, якісно однакові як на початку робочого так і зворотного ходу, та відрізняються тільки часом їх протікання. Виходячи з отриманих даних можна дійти висновку, що найбільш непридатними є час спрацьовування гідророзподільника за 0,15 сек.

У результаті аналізу динамічних процесів (рис. 6), які відбуваються у гідросистемі механізму зати-

скання при використанні гідравлічного пристрою гальмування на при кінці робочого ходу та зворотного ходу в залежності від довжини гальмування, можна дійти висновку, що найбільш придатними є варіант с довжиною гідравлічного пристрою гальмування у 25 мм. При такій довжині пристрою гальмування, динамічні навантаження у гідросистемі мінімальні як при робочому та зворотному ході. Однак при цьому значно збільшується цикл роботи машин за рахунок розтягування режиму гальмування у часі. Тому, цей варіант є не зовсім доцільним. Виходячи з вище сказаного, можна рекомендувати найбільш придатний режим гальмування поршня гідроциліндру у кінцевих положеннях при робочому та зворотному ході з використанням гідравлічного пристрою гальмування довжиною у 15 мм. Динамічні процеси, які відбуваються у період гальмування поршня у кінцевому положенні за до-

помогою гідравлічного пристрою гальмування довжиною у 15 мм якісно однакові як при робочому так і при зворотному ході та відрізняються лише значеннями тиску, швидкості та переміщення. При

цьому, цикл роботи машини збільшиться але його буде компенсовано зниженням часу спрацьовування гідророзподільника.

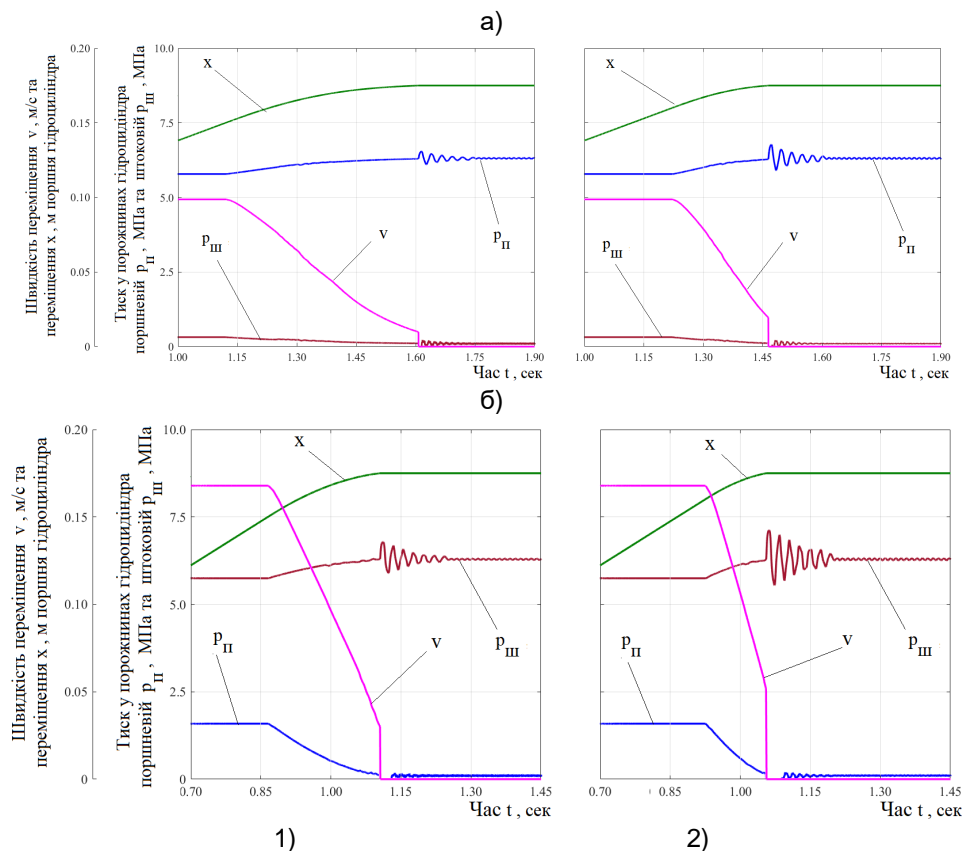


Рисунок 6 – Результати дослідження режимів роботи гідросистеми механізму затискання на при кінці робочого ходу (а) та зворотного (б) ходу в залежності від довжина камери гальмування 25 мм: 1) довжина камери гальмування 25 мм; 2) довжина камери гальмування 15 мм.

З метою перевірки працездатності запропонованих технічних рішень було виконано теоретичне дослідження режимів роботи гідросистеми механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини. Результати досліджень динамічних процесів які відбуваються у гідросистемі механізму затискання трубної заготовки при робочому (рис. 7) та зворотному (рис. 8) ході з запропонованими часом спрацьовування гідророзподільника та гідравлічного пристрою гальмування. Отримані ре-

зультати досліджень свідчать про доцільність рішень, що пропонуються.

Висновки.

1. Розроблено математичну модель дослідження динамічних процесів, що відбуваються у гідросистемі механізму затискання трубної заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі ТПА 140, яка враховує хвильові процеси у двох гідромагістралях.

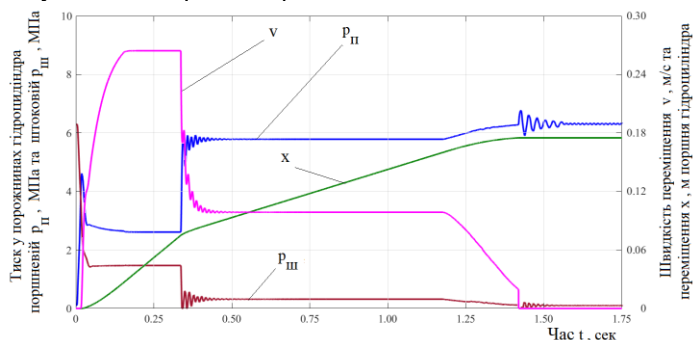


Рисунок 7 – Результати дослідження режимів роботи гідросистеми механізму затискання трубної заготовки при робочому ході

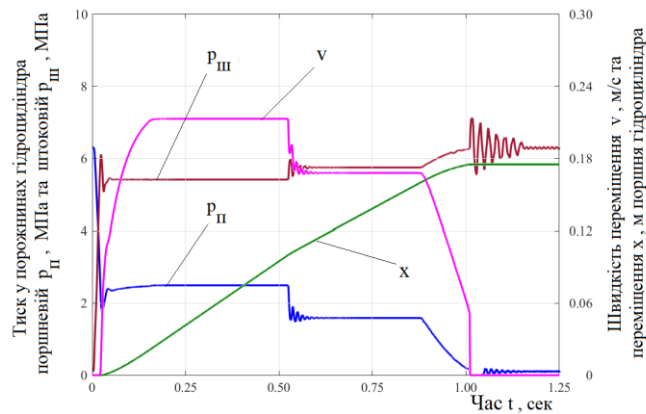


Рисунок 8 – Результати дослідження режимів роботи гідросистеми механізму затискання трубної заготовки при зворотному ході

Запропонована математична модель дозволяє з високою достовірністю аналізувати поведінку гідросистеми механізму затискання, яка піддається впливу різного характеру в широкому діапазоні режимних параметрів. Відмінною рисою розробленої математичної моделі є можливість вибору раціонального шагу дискретизації на основі аналізу динамічної реакції гідромагістралі на вплив збурення, характерний для даного гідроприводу, для ефективного врахування хвильових властивостей гідромагістралей

2. З використанням розробленої моделі досліджено динамічні процеси, які відбуваються у гідросистемі механізму затискання трубної заготовки як

при робочому так і зворотному ході гидроциліндра. Встановлено, що в існуючій конструкції гідросистеми відбуваються небезпечні динамічні навантаження наприкінці як робочого так і зворотного ходу гидроциліндру. При цьому коефіцієнт динамічності гідросистеми складає 1,39, що значно перевищує припустиме значення.

3. Запропоновані технічні рішення для зниження небезпечних динамічних навантажень у гідросистемі полягають у тому, що необхідно по-перше зменшити час спрацювання гідророзподільника з 0,30 сек до 0,15 сек, по-друге використовувати у гидроциліндрі гальмівний пристрій з довжиною камери гальмування у 15 мм.

Бібліографічний опис.

1. Гликман Б.Ф. Математические модели пневмогидравлических систем. Москва: Наука, 1986. 368 с.
2. Жуковский Н.Е. О гидравлическом ударе в водопроводных трубах. Москва-Ленинград: Гостехиздат, 1949. 412 с.
3. Тарко Л.М. Переходные процессы в гидравлических механизмах. Москва: Машиностроение, 1973. 163 с.
4. Кожевников С.Н., Пешат В.Ф., Лобода В.М. Электронное моделирование гидравлических устройств с учетом волновых процессов в трубопроводе. *Гидропривод и гидропневмоавтоматика: Респ. межвед. научн.-техн. сб.* Киев: Техника. 1986. Вып. 22. С. 117–123.
5. Немировский И.А., Дусанюк Ж.П., Черный В.А. О реальном построении математической модели при исследовании волновых процессов в трубопроводе *Гидропривод и гидропневмоавтоматика: Респ. межвед. научн.-техн. сб.* Киев: Техника. 1986. Вып. 22. С. 60–64.
6. Математична модель для імітаційного дослідження в середовищі MATLAB Simulink гідравлічного приводу поступального руху з довгою напірною гідролінією / Ж.П. Дусанюк, О.В. Дерібо та ін. *Вісник Вінницького політехнічного інституту.* Вінниця. 2016. № 3. С. 108–115.
7. Математична модель та алгоритм дослідження динаміки гідроприводу ковша неповноповоротного екскаватора з урахуванням хвильових процесів в напірній гідролінії / Ж.П. Дусанюк, О.В. Петров та ін. *Вісник Вінницького політехнічного інституту.* Вінниця. 2015. № 3. С. 121–128.
8. Імітаційне дослідження гідравлічного приводу поступального руху з довгою напірною гідролінією / О.В. Дерібо, Ж.П. Дусанюк та ін. *Вісник Вінницького політехнічного інституту.* Вінниця. 2017. № 1. С. 85–92.
9. Математичне моделювання робочих процесів у гидроприводі чутливому до навантаження з довгими робочими гідролініями / О.В. Петров, Л.Г. Козлов та ін. *Збірник наукових праць Вінницького національного аграрного університету. Серія: Технічні науки.* Вінниця. 2014. № 1. С. 187–192.
10. Мазур І.А. Дослідження динамічних навантажень у гідросистемі вертикального гідравлічного протисувального преса трубопресового виробництва. *Металлургическая и горнорудная промышленность.* Днепро. 2018. № 7. С. 119–126.
11. Мазур І.А., Шелудько Д.О., Петров М.І. Дослідження динамічних процесів у гідросистемі механізму затискання штаби двоконусного розмотувача рулонів ТЕ3А 159-529. *Системні технології.* Дніпро. 2020. Вип. 2. № 127. С. 25–44. <http://dx.doi.org/10.34185/1562-9945-2-127-2020-03>

12. Мазур І.А., Щербінін М.О. Дослідження динамічних процесів у гідросистемі затискання штаби сегментного розмотувача агрегату укрупнення ролонів ТЕЗА 20-114. *Системні технології*. Дніпро. 2022. Вип. 1. № 138. С. 98–114. <http://dx.doi.org/10.34185/1562-9945-1-138-2022-09>
13. Попов Д.Н. Нестационарные гидромеханические процессы. Москва: Машиностроение, 1982. 240 с.

References.

1. Glikman B.F. Matematicheskie modeli pnevmogidravlicheskih sistem. Moskva: Nauka, 1986. 368 p.
2. Zhukovskiy N.E. O gidravicheskom udare v vodoprovodnyih trubah. Moskva-Leningrad: Gostehizdat, 1949. 412 p.
3. Tarko L.M. Perehodnyie protsessyi v gidravlicheskih mehanizmah. Moskva: Mashinostroenie, 1973. 163 p.
4. Kozhevnikov S.N., Peshat V.F., Loboda V.M. Elektronnoe modelirovanie gidravlicheskih ustroystv s uchetom volnovyih protsessov v truboprovode. *Gidroprivod i gidropnevmavtomatika: Resp. mezhved. nauchn.-tehn. sb.* Kiev. Tehnika. 1986. V. 22. P. 117–123.
5. Nemirovskiy I.A., Dusanyuk Zh.P., Cherniy V.A. O realnom postroenii matematicheskoy modeli pri issledovanii volnovyih protsessov v truboprovode *Gidroprivod i gidropnevmavtomatika: Resp. mezhved. nauchn.-tehn. sb.* Kiev. Tehnika. 1986. V. 22. P. 60–64.
6. Matematichna model dlya imitatsiynogo doslidzhennya v seredovischi MATLAB Simulink gidravlichnogo privodu postupalnogo ruhu z dovgoyu napirnoyu gidroliniyu / Zh.P. Dusanyuk, O.V. Derlbo ta In. *Visnik Vinnitskogo politehnichnogo Institutu*. Vinnitsya. 2016. № 3. P. 108–115.
7. Matematichna model ta algoritm doslidzhennya dinamiki gidroprivodu kovsha nepovnopovorotnogo ekskavatora z urahuvannyam hvilovih protsesiv v napirny gidroliniji / Zh.P. Dusanyuk, O.V. Petrov ta In. *Visnik Vinnitskogo politehnichnogo Institutu*. Vinnitsya. 2015. № 3. P. 121–128.
8. Imitatsiynе doslidzhennya gidravlichnogo privodu postupalnogo ruhu z dovgoyu napirnoyu gidroliniyu / O.V. Derlbo, Zh.P. Dusanyuk ta In. *Visnik Vinnitskogo politehnichnogo Institutu*. Vinnitsya. 2017. № 1. P. 85–92.
9. Matematichne modelyuvannya robochih protsesiv u gidroprivodi chutlivomu do navantazhennya z dovgimi robochimi gidroliniami / O.V. Petrov, L.G. Kozlov ta In. *Zbirnik naukovih prats Vinnitskogo natsionalnogo agrarnogo universitetu. Seriya : Tehnichni nauki*. Vinnitsya. 2014. № 1. P. 187–192.
10. Mazur I.A. Doslidzhennya dinamichnih navantazhen u gidrosistemi vertikalnogo gidravlichnogo proshivnogo presa trubopresovogo virobnitstva. *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost*. Dnepr. 2018. № 7. P. 119–126.
11. Mazur I.A., Sheludko D.O., Petrov M.I. Doslidzhennya dinamichnih protsesiv u gidrosistemi mehanizmu zatiskannya shtabi dvokonusnogo rozmotuvacha ruloniv TEZA 159-529. *Sistemni tehnologiyi*. Dnipro. 2020. Vip. 2. № 127. P. 25–44. <http://dx.doi.org/10.34185/1562-9945-2-127-2020-03>
12. Mazur I.A., Scherbinin M.O. Doslidzhennya dinamichnih protsesiv u gidrosistemi zatiskannya shtabi segmentnogo rozmotuvacha agregatu ukрупnennya ruloniv TEZA 20-114. *Sistemni tehnologiyi*. Dnipro. 2022. Vip. 1. № 138. P. 98–114. <http://dx.doi.org/10.34185/1562-9945-1-138-2022-09>
13. Popov D.N. Nestatsionarnyye gidromekhanicheskie protsessyi. Moskva: Mashinostroenie, 1982. 240 p.

УДК 669.184.142

<https://doi.org/10.34185/tpm.1.2022.04>

Камкіна Л.В., Мішалкін А.П., Камкін В.Ю., Мянновська Я.В., Дворковий О. І., Ісаєва Л.Е.

Моделювання впливу режиму продування ванни на масообмінні процеси та шлакоутворення у кисневому конвертері

Kamkina L.V., Mishalkin A.P., Kamkin V.Yu., Mianovska Ya.V., Dvorkovy O.I., Isaeva L.E.

Modeling of the influence of the bath blowing mode on mass exchange processes and slag formation in the oxygen converter

Анотація.

Мета. Встановити раціональні режими продування ванни та шлакоутворення при використанні традиційних та дослідних матеріалів, які забезпечують ефективне рафінування сталі від шкідливих домішок. Дослідити вплив зміни гідродинамічного стану конвертерної ванни на стійкість футерування проблемних зон конвертера та втрати металу з виносом, викидами, з корольками металу, що зливаються зі шлаком.

Методика. В роботі використано методи холодного та високотемпературного моделювання процесу виплавки сталі. При проведенні експериментів з холодного моделювання дотримувалися режими проникнення в рідину струменів газу зразку і моделі з забезпеченням L_{rz}/N_v (модель) = L_{rz}/N_v (конвертер). N_v – глибина ванни на моделі та діючому конвертері. L_{rz} – довжина реакційної зони при високотемпературному моделюванні визначалась як довжина первинної реакційної зони, а при холодному – як довжина струменевої ділянки, що утворюється при проникненні газового струменя в рідину. Ці умови разом з забезпеченням подібності геометрії моделі та зразка вважали необхідними та достатніми для отримання даних для якісної та кількісної оцінки як гідродинамічного стану конвертерної ванни, так і впливу зміни способу та параметрів продування ванни на фізико-хімічні особливості рафінування сталі за часом процесу. Додатковою умовою, є дотримання умов рівності відношення площини ванни до площини внутрішнього перерізу сопла продувочної фурми: (Сванни/Сопла) модель = (Сванни/Сопла) зразок на моделі та зразку.

Наукова новизна. Теоретично обґрунтовано та експериментально підтверджено доцільність використання для встановлення впливу на фізико-хімічні процеси та перетворення в конвертерній ванні режиму продування, для характеристики якого вибрали параметр - гідродинамічний фактор, що дорівнює співвідношенню L_{rz}/N_v . В свою чергу, довжина реакційної зони, що утримується при проникненні газового струменя в ванну залежить від інтенсивності продування: $L_{rz} \sim K \cdot Q^{0,4}$.

Вперше для визначення під час продування киснем залізовуглецевого розплаву конвертерної ванни інтенсивності переводу сірки в шлак для діапазону зміни вмісту в ньому вуглецю 3,0...0,25 використано параметр, що визначає стан перемішування ванни під час її продування киснем - L_{rz}/N_v , де L_{rz} – довжина первинної реакційної зони, яка утворюється при проникненні кисневого струменя в металевий розплав. Первинна реакційна зона є джерелом утворення пузирів CO за реакцією $FeO + C = Fe + CO$, які відповідають за інтенсивність перемішування ванни шляхом утворення циркуляційних потоків металу в ванні, які в свою чергу відповідають за транспорт елементів-домішок до межі метал-шлак.

Показано, що в заданому діапазоні зміни вмісту в металевому розплаві вуглецю залежність швидкості видавлення з металу в шлак сірки від гідродинамічного параметру L_{rz}/N_v носить екстремальний характер. В цей час, коли досягається максимальний ефект перемішування ванни, при наявності необхідної основності шлакової фази швидкість реакції десульфурзації для даних умов є максимальною. В подальшому в разі реалізації традиційної схеми конвертування, для якої характерно різке підвищення вмісту в шлаку оксидів заліза (15...17%) швидкість реакції десульфурзації ще при достатній швидкості металевих потоків зменшувалася. **Практична значимість.**

Зниження інтенсивності продування металеві ванни в умовах реалізації виплавки сталі в лабораторному кисневому конвертері з верхнім кисневим продуванням з 4,0 м³/т·хв до 3,2 м³/т·хв, при збільшенні часу продування на 17,8%, підвищило показник десульфурзації. Доведення реакції десульфурзації до її більш повного завершення досягнуто за рахунок раціональної організації перемішування розплаву в конвертерній ванні: відповідна та ефективна з точки зору завершення десульфурзації сталі швидкість доставки металу до реакційної поверхні забезпечила вищу у порівнянні з більш високо інтенсивним продуванням ванни киснем швидкістю реакції десульфурзації на межі розподілу метал-шлак. При цьому значення показника $L_s = (S)/[S]$ підвищилось з 6,4 до 10,5.

Ключові слова: сталь, конвертер, перемішування ванни, режими продування, гідродинамічний фактор, десульфурзація, шлакоутворюючі суміші, відходи виробництва

Abstract.

Purpose. Establish rational modes of bath blowing and slag formation when using traditional and experimental materials that ensure effective refining of steel from harmful impurities. To investigate the influence of the change in the hydrodynamic state of the converter bath on the stability of the lining of problem areas of the converter and the loss of metal with removal, emissions, with metal balls merging with the slag.

Method. The work uses methods of cold and high-temperature modeling of the steel smelting process. When conducting experiments on cold modeling, the mode of penetration of gas jets into the liquid on the sample and the model was observed with the provision of L_{rz}/N_v (model) = L_{rz}/N_v (converter). N_v is the depth of the bath on the model and the working converter. L_{rz} - the length of the reaction zone in high-temperature simulations was determined as the length of the primary reaction zone, and in the cold one - as the length of the jet section formed when the gas jet penetrates the liquid. These conditions, together with ensuring the similarity of the geometry of the model and the sample, were consi-

Камкіна Людмила Володимирівна – д.т.н., УДУНТ
Мішалкін Анатолій Павлович – к.т.н., УДУНТ
Камкін Володимир Юрійович – УДУНТ
Мянновська Яна Валеріївна – д.т.н., УДУНТ
Дворковий Олег Ігорович – д.т.н., УДУНТ
Ісаєва Людмила Євгенівна – к.х.н., УДУНТ

Kamkina L. – d.t.s. USUST
Mishalkin A. – c.t.s. USUST
Kamkin V. – USUST
Mianovska Ya. – d.t.s. USUST
Dvorkovy O. – c.t.s. USUST
Isaeva L. – c.t.s. USUST

®

ered necessary and sufficient for obtaining data for qualitative and quantitative assessment of both the hydrodynamic state of the converter bath and the effect of changing the method and parameters of blowing the bath on the physico-chemical features of steel refining according to the time of the process. An additional condition is compliance with the condition of equality of the ratio of the plane of the bath to the plane of the internal section of the nozzle of the blowing nozzle: $(S_{baths}/S_{nozzles})_{model} = (S_{baths}/S_{nozzles})_{sample}$ on the model and sample.

Scientific novelty. Theoretically substantiated and experimentally confirmed the expediency of using to determine the effect on physico-chemical processes and conversion in the converter bath of the blowing mode, for the characteristic of which the parameter - hydrodynamic factor equal to the ratio Lr_z/Nv was chosen. In turn, the length of the reaction zone that remains when the gas jet enters the bath depends on the intensity of blowing: $Lr_z \sim K q^{0.4}$.

For the first time, the parameter that determines the state of mixing of the bath during its oxygen blowing - Lr_z/Nv - was used to determine the intensity of sulfur conversion into slag during the oxygen blowing of the iron-carbon melt of the converter bath for the range of changes in the carbon content in it 3.0...0.25. where Lr_z is the length of the primary reaction zone, which is formed when the oxygen jet penetrates the metal melt. The primary reaction zone is the source of the formation of CO bubbles according to the reaction $FeO + C = Fe + CO$, which are responsible for the intensity of mixing of the bath through the formation of circulating flows of metal in the bath, which in turn are responsible for the transport of impurity elements to the metal-slag boundary.

It is shown that in the given range of changes in the content of carbon in the metal melt, the dependence of the removal rate of sulfur from the metal into the slag on the hydrodynamic parameter Lr_z/Nv is extreme. At this time, when the maximum mixing effect of the bath is achieved, in the presence of the necessary basicity of the slag phase, the speed of the desulfurization reaction for these conditions is maximum. In the future, in the case of the implementation of the traditional conversion scheme, which is characterized by a sharp increase in the content of iron oxides in the slag (15...17%), the speed of the desulfurization reaction decreased even with a sufficient speed of metal flows.

Practical significance.

Reducing the intensity of metal bath blowing in the conditions of steel smelting in a laboratory oxygen converter with upper oxygen blowing from 4.0 m³/t·min to 3.2 m³/t·min, while increasing the blowing time by 17.8%, increased the desulfurization rate. Bringing the desulfurization reaction to its fuller completion was achieved due to the rational organization of mixing the melt in the converter bath: the appropriate and effective rate of metal delivery to the reaction surface from the point of view of the completion of steel desulfurization ensured a higher speed of the desulfurization reaction at the border compared to more intensive blowing of the bath with oxygen metal-slag distribution. At the same time, the value of the indicator $L_s = (S)/[S]$ increased from 6.4 to 10.5.

Key words: steel, converter, mixing of the bath, blowing modes, hydrodynamic factor, desulfurization, slag-forming mixtures, production waste

ВСТУП. Аналіз еволюції киснево-конвертерного процесу в світі за останні шістдесят років, без розгляду впливу на те об'єктивних і суб'єктивних причин, свідчить, що дослідження, в основному, були направлені на збільшення продуктивності процесу. Це досягалось головним чином за рахунок вводу в експлуатацію багатотоннажних агрегатів, ємністю 250-350 т і шляхом підвищення інтенсивності продування конвертерної ванни киснем з 2,0 до 6 м³/т·хв. за рахунок поліпшення конструкції фурм для продування.

В процесі розвитку даного процесу була створена сучасна технологія виробництва сталі, що базується на проведеному послідовно процесу отримання сталевого напівпродукту та подальшого доведення сталі за хімічним складом і температурою методами її обробки на УКП. Суперечною, на нашу думку, залишається відповідь на питання, що є причиною її створення: розробка способів позапічної обробки з метою поліпшення якості сталі з досягненням наднизького вмісту в металі сірки, фосфору, азоту, кисню або те, що в гонитві за збільшенням продуктивності агрегатів були проігноровані фізико-хімічні особливості даного процесу.

В результаті за рахунок зменшення часу продування конвертерної ванни досягнуто зниження часу циклу процесу з ~ 40 хв до ~ 27 хв., що значно підвищило продуктивність процесу, та стало причиною ряду негативних ефектів технологічного характеру, основними з яких є:

- зниження ефективності використання в процесі виплавки напівпродукту фізичної теплоти чавуну та хімічної теплоти екзотермічних реакцій

окислювання надлишкових концентрацій домішок чавуну;

- зменшення ефективності перевodu сірки з металу в шлак, так за показником $L_s = (S)/[S]$ досягнуті значення ступню десульфурації знизились в середньому для конвертерів ємністю 160...350 т 310 до 6;

- збільшення втрат металу та зниження стійкості футерування в зоні шлакового поясу конвертеру.

Згідно з термодинамікою реакції десульфурації, і реальними умовами, які впливають на кінетику, ступінь завершеності процесу перевodu сірки з металу в шлак залежить від часу продування залізо-вуглецевого розплаву у конвертері та від швидкості підводу сірки до реакційної поверхні. Зменшення часу продування конвертерної ванни киснем скоротило досягнення значної десульфурації металу, яка визначається швидкістю асиміляції кускового вапна пічним шлаком та контролюється утворенням хімічно активного основного шлаку [1-5]. Тому, в умовах зменшення часу продування металеві ванни киснем, суттєво зменшаться і ступінь використання десульфуруючого потенціалу шлакової фази. Поведінка сірки в металі під час продування визначається швидкістю засвоєння вапна шлаком, а співвідношення розподілення сірки між шлаком і металом ($(S\%)/[S\%]$) зазвичай залежить від основності шлаку.

У деяких випадках збільшення вмісту (FeO) у шлаку збільшує відношення $(S\%)/[S\%]$, але це не означає прямої реакції між [S] та (FeO). Збільшення (FeO) у шлаку прискорює швидкість шлакоутворення і, таким чином, збільшує основність та кількість шлаку. Результати досліджень показали, що

коефіцієнт розподілу буде найвищим, якщо лужність шлаку становила 3,5, а вміст FeO становив 21% [2].

Тому важливо прискорити шлакоутворення та працювати під високоосновним шлаком під час продування для покращення десульфурації металу. Однак, оскільки під час продування не очікується значного знесірчення, необхідно зменшити введення сірки за рахунок використання попередньо обробленого чавуну з низьким вмістом сірки та флюсових матеріалів з низьким вмістом сірки для виробництва сталі з низьким вмістом сірки [3-5].

Таким чином технологічна можливість отримання якісної сталі в умовах, коли актуальність інтенсифікації процесу з метою збільшення його продуктивності знижується, в значній мірі залежатиме від швидкості наведення активного шлаку з формуванням необхідного потенціалу його фізико-хімічних властивостей та алгоритму його раціонального використання за час продування металеві ванни киснем [4].

Досягненню значних показників конвертерного процесу, на нашу думку, буде сприяти забезпечення можливості гнучкого реагування дуттьового режиму на зміну шлакового розплаву з метою перерозподілу вкладу реакцій в обсязі ванни та на межі розподілу метал – шлак з досягненням максимально можливих сумарних ефектів рафінування.

Аналіз впливу параметрів гідродинамічного стану на процеси і явища в конвертерній ванні.

Взаємодія струменю кисню з залізівуглецевим розплавом. Первинним фактором, що визначає особливості основних фізико-хімічних перетворень в металевій ванні та шлаковій фазі кисневого конвертера, є взаємодія струменю кисню з залізівуглецевим розплавом [6-10]. Шляхом регульованого використання окислювального потенціалу реакційної зони, при умові створення основного шлаку, відбувається рафінування металевого розплаву від домішок металевого розплаву з досягненням складу та температури металу, які необхідні для створення стабільних умов його розливання на МБЛЗ.

Удосконалення киснево-конвертерного процесу, як основної ланки наскрізної технології виробництва сталі, можливо при подальшому поглибленому дослідженні впливу гідродинамічного фактору на фізико-хімічні процеси і перетворення, які відбуваються в об'ємі металеві ванни та на межі метал-шлак. Особливо важливим вирішення цього питання є для встановлення раціональних умов використання нових шлакоутворюючих матеріалів рафінуючого призначення, особливо на основі техногенних матеріалів, склад і фізико-хімічні властивості яких формуються в умовах їх сумісної теплової обробки. Структура потоків, від інтенсивності, розвитку та розміщення яких в значній мірі залежить транспорт теплоти та маси в обсязі конвертерної ванни, повинна формуватися шляхом

обґрунтування найбільш раціональної схеми та кількості розміщення продувальних пристроїв, застосування яких дає можливість регулювання окислювального потенціалу дуття за ходом процесу рафінування залізо-вуглецевого розплаву.

Якщо гідродинамічний стан конвертерної ванни визначається способом підведення кисню, параметрами дуття, схемою розташування пристроїв для продування, то ступінь наближення дуттьового режиму плавки до оптимального буде визначатися сумарною швидкістю реакцій рафінування металеві ванни від C, Si, Mn, P, S в характерних зонах ванни, в яких відбувається рафінування від домішок.

Джерелами фізико-хімічних та теплових перетворень в конвертері є кисневий струмінь, який після проникнення в залізівуглецевий розплав безперервно утворює в ванні конвертера потік окислювача, що кількісно визначається питомою витратою кисню, який відповідно до умов (термодинамічних і кінетичних) використовується для окислювання домішок металевого розплаву з достатньо високою хімічною спорідненістю до кисню. В результаті керованого використання двох потенціалів - окислювального потенціалу активного кисню, розчиненого в металевій ванні, та відновлювального елементів-домішок металеві ванни досягаються заданий хімічний склад та температура рідкої сталі на її випуску в ківш. Окрім вказаних джерел, що є факторами комплексного керованого впливу на процес рафінування в металевій ванні, для створення шлакової фази заданого хімічного складу та властивостей в конвертер подають шлакоутворюючі матеріали – фактор зовнішньої дії. В результаті взаємодії внутрішніх та зовнішніх факторів впливу на процеси в об'ємі металеві ванни та на межі шлак-метал реалізуються відповідні хімічні реакції. Їх, в основному, екзотермічний характер забезпечує реалізацію процесу виплавки сталі в кисневому конвертері в автогенному режимі без використання зовнішніх джерел теплової енергії.

Таким чином, ефективність процесу, яка визначає якість сталі, буде визначатися раціональним використанням фізико - хімічного та теплового потенціалу металургійної системи (конвертеру, ДСП, мартенівської печі) при керованому за напрямком впливу на процеси в конвертерній ванні факторів зовнішньої дії.

Конвертерний процес з використанням верхнього дуття займає достатньо велику частину по кількості сталі, що виплавляється способом окислювального рафінування вихідного залізівуглецевого розплаву, що формується рідким переробним чавуном та відповідною часткою сталевого лому після його розплавлення [6]. При цьому доцільним є обґрунтування раціональних факторів зовнішньої дії, які будуть сприяти більш повному та раціональному за часом використанню окислювально-відновлювального потенціалу металеві, шлакової та газові фази системи, що досліджується.

Шляхом зміни умов взаємодії кисневого дуття з залізювуглецевим розплавом вже на перших хвилинах продування ванни забезпечується підвищення окислювального потенціалу шлакової фази, температури металу та шлаку та прискорене розчинення в ньому шматкового вапна. Створюються умови для інтенсивної дефосфорації та розвитку реакції знесірчання металу. В подальшому, інтенсивне окислювання вуглецю призведе до зменшення окислювального потенціалу шлаку, створюються умови для десульфурзації металу. Прискорення цієї важливої реакції в умовах киснево-конвертерного процесу також залежить від швидкості розчинення останніх порцій вапна в пічному шлаку, якому сприяє підвищення в ньому оксиду заліза. На кінцевому етапі продування конвертерної ванни киснем при досягненні концентрації в ній вуглецю нижче $0,10 \div 0,12\%$ інтенсивно окислюється залізо. При випуску металу в ківш з часткою кінцевого шлаку за рахунок суттєвого збільшення поверхні взаємодії металевої та шлакової фаз шляхом часткового використання окислювального потенціалу шлаку, який на останніх хвилинах продування підвищився та вуглецю металевої фази, досягається додаткове зниження в сталі активного кисню та вуглецю. Таким чином, при випуску металу в сталерозливний ківш процес взаємодії окислювального потенціалу, який сформовано зовні шляхом продування ванни киснем та відновлювального потенціалу металевої фази, який визначається кінцевим вмістом вуглецю, закінчується.

В умовах досягнення значної окиснюваності пічного шлаку розвиток реакції окислювання киснем заліза призводить до перерозподілу кисню у напрямку збільшення концентрації активного кисню в металевому розплаві. Запобігають цьому додатковим продуванням металевого розплаву з залишками вуглецю нейтральним газом. Використання такого технологічного прийому дозволяє в конвертерах комбінованого дуття знизити до можливого рівня вміст в сталі вуглецю за рахунок розвитку на межі метал-шлак реакції окислювання залишків вуглецю, які доставляються туди циркуляційними потоками рідкої сталі, а також в подальшому знизити витрати феросплавів. Таким чином, в умовах рафінування залізювуглецевого розплаву в конвертері комбінованого дуття за рахунок продування ванни нейтральним газом знизу створюються умови для перерозподілу кисню в системі метал-шлак, реакція окислювання вуглецю наближається до рівноваги, знижується вміст у сталі кисню та вуглецю, підвищується вихід гідного металу [7]. Використання такого технологічного прийому забезпечує зниження витрати феросплавів (Mn та Al) для створення умов проведення мікролегування та модифікування якісної сталі.

Доцільно вважати, що за умов постійної інтенсивності подачі кисню основним фактором, який впливає на зміну гідродинамічного стану ванни, є

концентрація в металі вуглецю. Її поступове зниження через зменшення ефекту перемішування бульбашками CO уповільнює циркуляцію потоків металевої фази, що переносять залишки домішок елементів на межу метал-шлак. Це є причиною поступового затухання реакцій рафінування при ще значному окислювальному та асиміляційному потенціалі шлакової фази.

Втрати рідкої металевої фази. Зміна інтенсивності та місця утворення бульбашок CO, що є продуктом окислювання вуглецю, також впливає на висоту підйому сплесків металу над рівнем спокійної ванни, яка, в свою чергу, впливає на втрати рідкої металевої фази [7-11]. Окрім втрат металу з викидами через горловину конвертеру, при втраті контролю над гідродинамічним станом у ванні можливе утворення й інших ефектів негативного характеру: оголення поверхні металу під час продування залізювуглецевого розплаву киснем, посилення зносу вогнетривів відповідних зон футерування конвертера та інші. Оголення відповідної частини металевої поверхні є причиною додаткового вторинного окислювання заліза. Посилення зносу вогнетривів шлакової зони відбувається в період інтенсивного окислювання вуглецю шляхом важко контролюваного збільшення в цей період плавки швидкості циркуляції металево-шлакової фази та в періоди підвищення температури металу, шлаку та вмісту в ньому (FeO), що відбувається при зменшенні швидкості окислювання вуглецю.

Таким чином, гідродинамічний фактор є джерелом ефектів, що реалізуються під час продування конвертерної ванни, визначаючи особливості фізико-хімічних та теплових процесів у ванні кисневого конвертеру. Тому, під час продування конвертерної ванни киснем за допомогою вибору її раціональних параметрів необхідно збільшувати ефекти позитивного характеру. Важливим також є не тільки визначення впливу алгоритму продування ванни киснем на особливості утворення шлаку, а й зворотньої задачі - визначення впливу окислювально-відновлювального потенціалу та кількості дослідних шлакоутворюючих матеріалів рафінуючого призначення [12].

Можна стверджувати, що в умовах короткочасності киснево-конвертерного процесу отримання сталі широкого спектру якості та призначення досягається за рахунок раціонального використання окислювального та відновлювального потенціалу металевої, шлакової та газової фаз з використанням ефективних факторів зовнішньої дії. Збільшення часу продування за рахунок пониження інтенсивності продування ванни киснем, в разі об'єктивної необхідності, підвищить ступінь його використання.

При обґрунтуванні раціональних параметрів продування конвертерної ванни з верхнім або комбінованим дуттям найбільш доцільним є дослідження впливу зміни параметрів продування на гідродинамічний стан ванни та, пов'язаний з ним,

перебіг процесів і явищ в обсязі ванни конвертера та на межі метал-шлак.

Результати експериментальних досліджень.

Високотемпературне моделювання. Дослідження з високотемпературного моделювання проводили з використанням 40кг моделі конвертера. В якості основних параметрів, які характеризують гідродинамічний стан ванни під час її продування газовими струменями та визначають особливості фізико-хімічних та теплових процесів використали швидкість руху рідкого металу в основних та локальних циркуляційних контурах (ω – м/с); інтенсивність перемішування ванни ($1/t - c-1$); висоту суцільного сплеску рідкої фази над рівнем спокійної ванни (H') та інші.

Співвідношення переробного чавуну та сталевого брухту при зміні способу продування та варіанту розташування пристроїв для подачі кисню в конвертерну ванну лому було постійним і становило 75:25. Склад чавуну змінювали по попередньо встановленому алгоритму виплавки сталі, яка проводилась на моделях конвертерів з верхньою, донною та комбінованою продувкою конвертерної ванни киснем. Плавки проводились як за класичною схемою з використанням традиційних шлак утворюючих (вапно, плавиковий шпат) та дослідних шлак утворюючих, які отримувалися в умовах спільної теплової обробки ряду техногенних відходів [12]. Дослідні матеріали, окрім CaO містили задану кількість піровуглецю рослинного походження, FeO, Al₂O₃, MnO.

Задачами, від раціонального вирішення яких залежить рівень техніко-економічних показників конвертерного процесу, які вирішуються в дослідженні були:

- дослідження впливу зміни інтенсивності дуття, кількості, складу та властивостей шлаку на втрату елементів металеві ванни з високою спорідненістю до кисню за рахунок вторинного їх окислювання через поверхні металу, оголенні під час продування;

- дослідження впливу зміни інтенсивності дуття на висоту сплесків металу, що є параметром, який контролює втрату металеві фази з її викидами через горловину конвертера;

- встановлення впливу на швидкість зносу вогнетривів проблемних зон футерування конвертеру таких складових як механічна дія циркуляційно-

го потоку та хімічна взаємодія (FeO) з компонентами вогнетривів;

- дослідження впливу зміни швидкості циркуляції металу в ванні конвертера на сумарний ефект десульфурзації сталі, що досягається за час продування ванни киснем.

Додатково, при дослідженні десульфурзації металу під час виплавки сталі на високотемпературній моделі конвертера з комбінованим дуттям визначали найбільш раціональний за витратами часу, сировини та енергії алгоритм шлакоутворення при використанні дослідних шлак утворюючих матеріалів рафінуючого призначення та його вплив на гідродинамічний стан в конвертерній ванні.

Експериментами на гідравлічних прозорих моделях встановили, що гідродинамічний стан характеризується утворенням в обсязі ванни під час продування основного та локальних циркуляційних контурів. При донному продуванні ванни напрямки дії енергії струменю та бульбашок газу співпадають, при верхньому – вони направлені протилежно. Ця відмінність визначає особливості процесу виплавки сталі в кисневих конвертерах з верхньою, донною та комбінованою продувкою.

Як показник інтенсивності викидів рідкої фази з конвертерної ванни, аналогічно дослідженням [8,13], була обрана висота суцільного сплеску H, що визначається безпосереднім виміром висоти, на яку піднімаються досить великі обсяги рідини без відриву від основного об'єму ванни. Також для визначення висоти суцільного сплеску використовували фото - та кінозйомку. Відомо [13], що швидкість спливання великих газових об'ємів $\omega \sim Dn^{0,5}$. Об'єми рідини, які розташовані під шаром шлаку, набувають приблизно таку само швидкість, як і швидкість виходу пузиря на поверхню. Перерахунок швидкості руху металеві фази для процесу з високою інтенсивним продуванням ванни, яка б забезпечувала величину параметру L_{p3}/H_v більше 0,75, показує, що для цих умов швидкість руху металу під шлаком перевищує значення 0,35. Критичною швидкістю руху металеві фази під шаром шлаку є 0,20 - 0,25 м/с. Перевищення цього значення, що встановлено експериментально, призводить до зменшення інтенсивності рафінування металу від сірки і збільшує швидкість зносу вогнетривів футерування в зоні шлакового поясу (табл.1).

Таблиця 1

Вплив гідродинамічного параметру L_{p3}/H_v на завершеність процесу десульфурзації сталі в конвертері при продуванні ванни киснем зверху

L_{p3}/H_v	Видалено сірки, %	Склад чавуну в метало шихті плавки, %		
		C	Si	S
0,35	21	2,91	0,29	0,027
0,55	28	2,88	0,30	0,026
0,75	24	2,90	0,28	0,027

Експериментальні результати, що приведено в таблиці 1, свідчать про екстремальну залежність

інтенсивності десульфурзації металу від умов продування ванни. А саме, збільшення інтенсивності

продування, коли $L_{p3}/H_b > 0,55$, не призводить до очікуваного підвищення швидкості перевodu сірки в шлак.

Енергія над швидкого газового струменю, що занурюється в рідкий метал, та бульбашки CO формують основний макроциркуляційний контур, що забезпечує інтенсивну доставку домішок металу до реакційної зони до межі шлак-метал.

Значний інтерес представляють результати дослідження, в яких експериментально встановлювали швидкість потоків рідини ($W_{ц}$) в конвертерній ванні при зміні інтенсивності дуття. Згідно з даними, що приведено в [6-8, 14-21], ця величина змінюється в діапазоні від 0,14 до 0,6 м/с. Слід відзначити, що при досягненні максимальних значень швидкості металевго потоку збільшиться і швидкість зносу футерування шлакового поясу за рахунок механічної дії потоку, який після набігання на нього змінює напрямку руху та за рахунок реакцій взаємодії (FeO) шлаку з компонентами вогнетривів (MgO, C).

Критичною швидкістю руху металевго фази під шаром основного шлаку є 0,15...0,20 м/с. Перевищення цього значення, що встановлено експериментально, призводить до зменшення ефективності рафінування металу від сірки і збільшує швидкість зносу вогнетривів футерування в зоні шлакового поясу. За результатами високотемпературного моделювання процесу виплавки сталі в конвертері з верхнім продуванням киснем встановлено, що при збільшенні швидкості руху металевго фази під шаром шлаку до 0,40 м/с, ступінь десульфурзації залізовуглецевого розплаву зменшилась з 32% при 0,22 м/с до 28%. Це свідчить про погіршення гідродинамічного стану в конвертерній ванні, що вплинуло на умови асиміляції шлаком продуктів реакцій десульфурзації, в основному (FeS) [15]. Знос периклазовуглецевого футерування, визначений експериментально за результатами трьох плавок з загальним часом продування ванни киснем 36 хв., становив при витратах кисню, що забезпечували швидкість руху у поверхневому шарі рідкого металу 0,40 м/с, 1,8 мм. Таким чином, швидкість зносу вогнетрива в умовах експерименту складає $\sim 0,05$ мм/хв. Отримані експериментальні данні дозволяють зробити висновки про те, що для підвищення ефективності десульфурзації та зменшення негативного впливу дії гідродинамічного фактора на стійкість футерування кисневого конвертера питома витрата кисню повинна забезпечити виконання умови $W_{ц} \leq 0,20$ м/с.

Вплив питомих витрат дуття та схем його розташування на ступінь оголення дзеркала рідкого металу. При проведенні моделювання на холодних і високотемпературних моделях конвертерів верхнього та комбінованого дуття досліджено також вплив питомих витрат дуття та схем його розташування на ступінь оголення дзеркала рідкого металу. При проведенні експериментів з холодного моделювання зберігалась постійною загальна

витрата повітря для продування конвертерної ванни, яка включала витрати через верхню фурму і пристрої для донного продування і становила біля $60 \cdot 10^{-3}$ м³/хв. Розподіл витрат повітря при комбінованому продуванні становив: зверху - $40 \cdot 10^{-3}$ м³/хв.; знизу $20 \cdot 10^{-3}$ м³/хв. з рівномірним розподілом повітря по пристроям для продування, або з подачею через донну центральну фурму до $10 \cdot 10^{-3}$ м³/хв. з рівномірним розподілом залишкової частки газу по іншим пристроям для донної подачі повітря.

За результатами експериментального дослідження встановлено, що підйом верхньої фурми для продування металевго ванни над рівнем спокійної ванни призводить до збільшення площі оголення її поверхні: на 30 калібрів – до 10%; на 60 калібрів - до 25% зі значним збільшенням інтенсивності розбризкування рідини. При розподілі загальної кількості газу на 3-6 пристроїв для продування, встановлених додатково в днищі та розташованих симетрично по колу на відстані від осі конвертера, яка визначається як інтервал значень $1/3r$ (мінімальне) - $1/2r$ (максимальне), досягаються найменші ступені оголення металу. Вони становлять для варіанту розташування донних фурм по колу на відстані $1/2r$ біля 5...7% і збільшуються до 12...15% при розташуванні донних пристроїв на відстані від вертикальної осі конвертера $1/3r$. Аналіз результатів холодного моделювання свідчить про те, що в разі комбінованої продувки, якщо 70...80% основного дуття подається зверху, 30...20% знизу через пристрої, що розташовані симетрично по колу на відстані $1/3r$... $1/2r$ від осі конвертера, досягається мінімальна висота сплесків рідини, яка характеризує можливі втрати металу в реальних умовах. При дослідженні гідродинамічного стану конвертерної ванни методом введення в ванну трасеру при реалізації приведеної схеми дуття і варіантів розташування продувних пристроїв встановлено послаблення швидкості руху рідини в основному циркуляційному контурі. Це, очевидно, досягається за рахунок протидії потоків, що утворюються донним та верхнім дуттям. Це призводить до зниження швидкості виходу газових пухирів на поверхню ванни і, відповідно, до зменшення викидів рідкої фази.

Таким чином, при комбінованій продувці рідини через соосні верхню та донну фурми газо-рідинні струмені після їх взаємодії розтікаються в напрямку від осі конвертера до стінок агрегату, що збільшує кількість пухирів, що утворюються одночасно, а зменшення їх розміру призводить до зниження висоти сплесків рідини над рівнем ванни в спокійному стані.

Зниження величин сплесків рідини зі збільшенням розподілу частини донного дуття по днищу агрегату досягається при верхньо-донному продуванні через одиночні сопла, осі яких розведені, а зони взаємодії дуття з ванною не накладаються, висота суцільного сплеску рідкої фази максимальна і відповідає приблизно верхньому продуванню.

На основі отриманих результатів високотемпературного моделювання виплавки сталі на 40 кг моделі конвертера комбінованого дуття встановлено, що за рахунок перерозподілу загальної витрати кисню, а саме шляхом зниження через верхню фурму з відповідним підвищенням через донну в обсязі конвертерної ванни, утворюється загальна зона зі значним окислювальним потенціалом, що є результатом взаємодії двох протилежно направлених кисневих струменів. Це призводить до збільшення частки обсягу ванни, який займає вказана загальна зона з підвищеним окислювальним потенціалом. При виконанні умов $L_{p3}(B)/H_v = 0,5...0,65$ та $L_{p3}(D)/H_v = 0,4...0,35$ загальна окислювальна зона утворюється приблизно в середній за глибиною ванни її частині.

Аналіз кіно, - фотоматеріалів свідчить, що після досягнення вмісту вуглецю в розплаві $\leq 0,15\%$ практично зникають контури вторинної реакційної зони [22-24]. В цей момент зафіксоване стрімке підвищення швидкості асиміляції шлаком кускового вапна, вмісту в шлаку FeO та підвищення температури металу та шлаку. В промислових умовах експлуатації конвертерів з комбінованою продувкою при досягненні концентрації вуглецю $\leq 0,10...0,15\%$ завершують продування киснем зверху та переходять на продувку ванни тільки аргоном або азотом знизу з метою використання надбаного за час сумісного продування окислювального потенціалу шлаку та зменшення до можливого вмісту в металі вуглецю та кисню.

Підвищення питомої витрати кисню призводить до збільшення швидкості окислювання вуглецю в діапазоні його вмісту в металі від $S_{max} = 2,90\%$ до $S_{min} = 0,35\%$. Висота сплеску металевої фази над рівнем спокійної ванни залежить від швидкості окислювання вуглецю та носить екстремальний характер. Її мінімальні значення досягаються при значному зниженні в металі вуглецю при $\leq 0,15\%$ вуглецю. В цей час, коли інтенсивність утворення пазирів CO значно знижується, висота сплеску металевої фази визначаються в основному витратою кисню. В період низької інтенсивної додувки конвертерної ванни нейтральним газом знизу величина сплеску досягає свого мінімуму.

Для забезпечення стабільності гідродинаміки ванни, яка відповідає за тепло - і масообмінні процеси в конвертерній ванні, після підвищення швидкості окислювання вуглецю до $0,25...0,27\%/хв.$ доцільно для продування через верхню фурму знижувати інтенсивність дуття для підтримки швидкості реакції окислювання вуглецю на цьому рівні, а комбінованій – знизити витрату кисню, збільшуючи витрату нейтрального газу через пристрої, що розташовані в донній частині вогнетривкого футерування плавильного агрегату. Перспективним прийомом, на нашу думку, може бути вирішення даної задачі шляхом зниження окислювального потенціалу газових струменів шляхом розбавлення кисню аргоном.

На основі порівняльного аналізу результатів дослідних плавок встановлено, що у період інтенсивного окислювання вуглецю, коли досягаються максимальні швидкості циркуляційних потоків, питому інтенсивність продування киснем для продувки зверху доцільно обмежувати умовою $L_{p3}(Зв) \leq (0,6...0,65)H_v$, для донного дуття - $L_{p3}(Д) \leq (0,4...0,5)H_v$. Виконання вказаних умов також сприяє зниженню втрат металу \sim на $0,8\%$.

При комбінованому продуванні конвертерної ванни з подачею основного кисневого дуття зверху, а додаткового знизу, для утворення загальної зони взаємодії їх реакційних зон, як умови інтенсифікації процесу рафінування металу від домішок, доцільно забезпечити виконання умови: $L_{p3}(Зв) \approx (0,5...0,6)H_v$ та $L_{p3}(Д) \approx (0,3...0,35)H_v$. При зниженні вмісту вуглецю в розплаві до $0,25\%$ доцільно донне продування проводити газом зі знизеним окислювальним потенціалом – сумішшю кисню та аргону при їх співвідношенні 50:50. При зниженні вмісту вуглецю в металі нижче $0,15...0,12\%$ - продувати тільки аргоном, використовуючи в більшій мірі окислювальний потенціал шлаку.

В заданому діапазоні зміни вмісту в металевому розплаві вуглецю залежність швидкості видалення сірки з металу в шлак від гідродинамічного параметру L_{p3}/H_v носить екстремальний характер. Експериментально на плавках без підйому фурми при використанні дослідних шлак утворюючих з заданим вмістом піровуглецю, CaO та FeO, що отримані в умовах спільної теплової обробки вихідної суміші, встановлено, що перший максимум швидкості (VS) досягається при 34% використання кисню на продування ванни. На плавках з підйомом фурми для продування, що призводило до затухання реакції десульфурзації, цей максимум досягався раніше, при використанні лише 26% кисню. В цей час, коли досягається максимальний ефект перемішування ванни, при наявності необхідної основності шлакової фази швидкість реакції десульфурзації для даних умов є максимальною. В подальшому в разі реалізації традиційної схеми конвертування, для якої характерно різке підвищення вмісту в шлаку оксидів заліза ($15...17\%$) швидкість реакції десульфурзації ще при достатній швидкості металевих потоків, зменшувалася. При використанні дослідних шлак утворюючих досягалося як швидке розчинення вапна, так і зменшення вмісту в шлаку оксидів заліза - в середньому до $12,8\%$.

Вплив температури та вмісту вуглецю на процес. Провідними факторами, що встановлено в дослідженні експериментально і які визначають зміну гідродинамічного стану конвертерної ванни та її вплив на особливості фізико-хімічних процесів у ній, є температура металу та вміст в ньому вуглецю. Їх вплив мінімальний на початку продування ванни, а в подальшому до зниження вмісту вуглецю в металі до $0,15\%$ гідродинаміка конвертер-

ної ванни залежить, в основному, від вмісту вуглецю в металі.

Для інтенсифікації перемішування ванни в періоди плавки, коли підвищення швидкості циркуляції рідкої фази за рахунок використання внутрішнього окислювально-відновлювального потенціалу металу та шлаку істотно знижується, доцільно використовувати додатково фактори зовнішнього впливу. Так, в умовах верхнього продування ванни з використанням кисневої фурми, яка охолоджується водою - за рахунок зниження окислювального потенціалу дуття шляхом розбавлення кисневого дуття нейтральними газами, аналогічно процесу АОД. Досить перспективним є також використання фурм для продування з індивідуальними підводами кисню та аргону [22]. Продування ванни тільки аргоном знизу на її завершальному етапі є ефективним в умовах виплавки сталі в конвертерах комбінованого дуття. При реалізації класичного способу з використанням кисневої фурми, яка охолоджується водою - шляхом зниження окислювального потенціалу дуття, по аналогії з процесом АОД, шляхом його розбавлення аргоном.

В умовах, коли перемішування ванни в основному визначається кінетичною енергією струменю, а саме на першій хвилині продування та при досягненні концентрації вуглецю ($\leq 0,15\%$) найбільш ефективним способом підвищення швидкості циркуляції металу для умов продування ванни киснем зверху, застається підвищення її інтенсивності. Але, згідно з класичною технологією виплавки сталі в кисневому конвертері з верхнім продуванням, основною задачею, що вирішується на початку продування ванни киснем, є забезпечення швидкого розчинення шматкового вапна. Це досягається за рахунок підйому фурми, або шляхом зменшення інтенсивності продування, що призводить до зменшення потоку домішок металу до місць їх взаємодії з киснем - поверхні первинної зони, та CaO - на межі метал-шлак. В результаті зменшується інтенсивність реакцій окислювання кремнію, марганцю та вуглецю, що в свою чергу зменшує кількість теплоти, необхідної для швидкого утворення основного шлаку.

Для цих умов, особливо на плавках низьковуглецевих марок сталі при використанні фізично та хімічно «холодних» чавунів ($t_{\text{чав}} \leq 1300^\circ\text{C}$; $[\text{Si}]_{\text{чав}} \leq 0,15 \dots 0,20\%$), встановлено, що короткочасно інтенсивність продування металеві ванни киснем зверху може визначатися, як $\text{Lpз}(\text{Зв}) \leq (0,7 \dots 0,8)\text{Hв}$, а для донного дуття - $\text{Lpз}(\text{Д}) \leq (0,6 \dots 0,7)$. Технологічна доцільність підвищення інтенсивності дуття в умовах, коли процес рафінування контролюється швидкістю наведення основного шлаку, обґрунтовано результатами дослідження [23]. В ньому задача утворення основного рідко рухливого шлаку на перших хвилинах продування вирішувалася шляхом використання дослідних шлаку утворюючих матеріалів цільового призначення на основі матеріалів техногенного по-

ходження, що містять CaO , FeO та C в заданих співвідношеннях [12].

Від раціонального керування режимом продування конвертерної плавки залежать кінцеві результати процесу одержання якісного металу [11]. Тому з метою встановлення взаємного впливу режимів продування та шлакоутворення проведено дослідну плавку на 40кг моделі конвертера з продуванням металеві ванни киснем. В якості шлакоутворюючого матеріалу використано дослідний залізо-марганцевий агломерат, який отримано з використанням техногенних матеріалів, а саме: шлами киснево-конвертерного цеху та нейтралізації електрокорунду, марганцевого концентрату 2 сорту (0-1мм), дисперсних відходів виробництва вапна та вуглецьмістячого матеріалу - піровуглецю, який отримано шляхом термічної деструкції відходів рослинного походження. Вміст у вихідній аглошихті відходів мінеральної групи складав біля 50%. Вміст в агломераті заліза та марганцю, які в агломераті знаходились у вигляді оксидів FexOy та MnxOy та їх сполук з CaO та SiO_2 , складав, відповідно, в %мас.: 24,4 та 21,2. При вмісті CaO та SiO_2 біля 33%мас., отримали дослідний агломерат з основністю 1,85. Вміст у вихідній аглошихті піровуглецю становив 45,7% мас., що привело до зниження витрати традиційного палива в перерахунку на вуглець, що містить кокс, на 30%. Надлишок піровуглецю забезпечило отримання міцності, необхідної для використання в умовах киснево-конвертерного процесу.

При проведенні дослідної плавки перша порція дослідних шлакоутворюючих, яка становила ~ 50% від їх загальної маси, вводилась на поверхню металеві ванни на 10сек продування її киснем. При взаємодії частки CaO , яка входила до складу дослідного залізо-марганцевого агломерату, з SiO_2 , який утворюється за рахунок окислювання кремнію чавуну, отримали шлак з основністю ~ 1,8. В алгоритм режиму продування ванни киснем були внесені корективи - фурма не піднімалась над рівнем ванни в спокійному стані. Це дозволило стабілізувати гідродинамічний та тепловий стан ванни, без зменшення інтенсивності продування киснем. Встановлено, що рідкорухливий основний шлак утворювався вже після 1,2 хвилини продування. Зменшення основності шлаку першого періоду до 1,8 дозволило понизити його температуру плавлення. А наявність у дослідному агломераті оксидів марганцю та заліза сприяло більш швидкому розчиненні в шлаку вапна, яке пройшло стадію попередньої теплової обробки в процесі агломерації.

Друга порція дослідного агломерату вводилась в момент різкого зниження в шлаку FeO - на 5-ій хвилині продувки. Основність шлаку після розчинення другої порції агломерату становила ~ 2,2. Результати хімічного аналіз проб металу та шлаку свідчать про техніко-економічну доцільність використання дослідного залізо-марганцевого агломе-

рату, отриманого з використанням техногенних відходів металургійного та рослинного походження. Ступінь дефосфорації сталі становила ~ 85%; десульфурації - ~ 56%. Вміст марганцю в сталі за рахунок його перерозподілу між шлаковою та металевими фазами виріс з 0,37% до 0,41%. Вміст в кінцевому шлаку FeO - ~ 8,9%; MnO ~ 5,8%.

Таким чином, використання дослідного агрегату на основі техногенних матеріалів дозволить розширити спектр функціонального призначення матеріалів, отриманих шляхом їх теплової обробки, в процесах виробництва сталі.

ВИСНОВКИ

1. При комбінованій продувці рідини через соосні верню та дону фурми газо-рідинні струмені після їх взаємодії розтікаються в напрямку від осі конвертера до стінок агрегату, що збільшує кількість пухирів, що утворюються одночасно, а зменшення їх розміру призводить до зниження висоти сплесків рідини над рівне ванни в спокійному стані. Зміна співвідношень витрат дуття, що подається зверху та знизу, може бути ефективним прийомом регулювання розміщення в обсязі ванни зони з високим окислювальним потенціалом.

2. В умовах виробництва сталі в кисневих конвертерах з верхнім продуванням ванни зниження витрати кисню на 17,8% з переходом від високоінтенсивного продування конвертерної ванни киснем до обґрунтовано інтенсивної дозволить при зменшенні продуктивності процесу суттєво підвищити з 6 до 10 ступінь розподілу сірки між шлаком і металом та знизити втрати металу з вибросами та виносом.

3. Результати високотемпературного моделювання взаємодії кисневого струменю з залізо - вуглецевим розплавом стверджують, що в період інтенсивного окислювання вуглецю доцільно зменшити питому витрату кисню або знижувати окислювальний потенціал кисневих струменів шляхом керованого зовні розбавлення їх нейтральним газом.

4. Параметри режиму продування конвертерної ванни, які визначають фізико-хімічні особливості виплавки сталі, необхідно встановлювати з урахуванням поточної температури, вмісту в ча-

вуні вуглецю та складу шлаку, враховуючи при цьому їх вплив на інтенсивність, розмір і місце утворення та час існування газових пухирів, що в свою чергу є факторами як позитивного (інтенсивність перемішування ванни) так і негативного впливу на процес виплавки сталі (втрати металеві фази).

5. Технологічна можливість отримання конвертерної сталі високої якості здебільшого залежить від швидкості наведення активної шлакової фази з заданими фізико-хімічними властивостями на що впливає склад, кількісне співвідношення, шлакоутворюючих компонентів та алгоритм їх введення на поверхню металевого розплаву. Перспективним представляється використання шлакоутворюючих рафінуючого призначення, склад і фізико-хімічні властивості яких формуються в процесі спільної теплової обробки матеріалів техногенного походження.

6. Використання дослідних матеріалів (шлакоутворюючих рафінуючого призначення та агрегату на основі матеріалів техногенного походження) дозволить поліпшити ведення шлакового режиму виплавки сталі, підвищити ефективність використання кисню, розширив при цьому і спектр функціонального призначення матеріалів, фізико-хімічні властивості яких формуються шляхом їх теплової обробки в умовах обертової печі з використанням вторинного потенціалу сировини та енергії відходів.

7. Для визначення під час продування киснем залізовуглецевого розплаву конвертерної ванни інтенсивності переводу сірки в шлак для діапазону зміни вмісту в ньому вуглецю $3,0 \pm 0,25$ доцільно використати параметр, що визначає гідродинамічний стан ванни під час її продування киснем - $L_{рзл}/H_{в}$. Показано, що в заданому діапазоні зміни вмісту в металевому розплаві вуглецю залежність швидкості видалення з металу в шлак сірки від параметру $L_{рзл}/H_{в}$ носить екстремальний характер. Максимальні за величиною значення швидкості десульфурації досягаються при використанні дослідних шлакоутворюючих на основі техногенних відходів.

Список використаної літератури

1. Kyoji NAKANISHI, Koji SANBONGI. Recent Development of Q-BOP/OBM Steelmaking. Tetsu-to-Hagane. 1979, Vol.65, No.1, p.138-145. https://doi.org/10.2355/tetsuotohagane1955.56.2_178
2. Ding Guo Zhao, Jian Sheng Li, Shu Huan Wang, Hong Wei Liu. Practical Research on Desulfurization in Converter with the Analysis of Sulfur in Steel for Civil Engineering. 2012. Advanced Materials Research. 568:17-20. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.568.17>
3. Barron, M., Hilerio, I. and Medina, D. (2015) Modeling and Simulation of Hot Metal Desulfurization by Powder Injection. Open Journal of Applied Sciences, 5, 295-303. doi: <https://doi.org/10.4236/ojapps.2015.56030>
4. Tetsu-to-Hagane. Volume 56 (1970) Issue 2. Pages 178-185. On the Desulfurization in the Basic Oxygen Converter. Masataka YOSHII, Masayoshi ICHINOHE. https://doi.org/10.2355/tetsuotohagane1955.56.2_178
5. R. Zhu, J. Li, J. Jiang, Y. Yu, H. Zhu, Effect of Basicity on the Sulfur Precipitation and Occurrence State in Kambara Reactor Desulfurization Slag, Minerals, Vol. 11, p. 977, 2021. <https://doi.org/10.3390/min11090977>
6. Бойченко Б. М. Конвертерное производство стали: теория, технология, качество стали, конструкция агрегатов, рециркуляция материалов и экология: учебник для студентов вузов / Б. М. Бойченко, В. Б. Охотский, П. С. Харлашин; ред. Б. М. Бойченко, В. Б. Охотский.- Днепропетровск: РИА "Днепро-ВАП", 2006. - 453 с. - ISBN 966-8704-05-3 : 101.

7. Chun-lai HE, Rong Zhu, Kai DONG, Yong-quan QIU, Kai-ming SUN. Modeling of an Impinging Oxygen Jet on Molten Bath Surface in 150 t EAF. 2011. Journal of Iron and Steel Research International 18(9):13–20.
[https://doi.org/10.1016/S1006-706X\(12\)60028-4](https://doi.org/10.1016/S1006-706X(12)60028-4)
8. Образование всплесков жидких фаз при продувке конвертерной ванны под уровень / А.П. Мешалкин, К.С. Прохвирин, В.Б. Охотский, Г.С. Колганов // Изв. ВУЗов. Черная металлургия. – 1985. - № 8. – С. 29-33.
9. A Multi-Phase Numerical Simulation of a Four-Nozzle Oxygen Lance Top-Blown Converter. 2011 Procedia Earth and Planetary Science 2(1):64–69.
<https://doi.org/10.1016/j.proeps.2011.09.011>
- Chunlai He, Ningchuan Yang, Qiming Huang, Chunting Liu, Ling Wu, Yan Hu, Zhonghua Fu, Zhan Gao
10. Numerical Simulation for the Splashing Behavior in an Oxygen Converter Process. 2014. In book: TMS 2014: 143rd Annual Meeting & Exhibition (pp.443-450). Zhijun Ji, Chenn Zhou, Bin Wu, Guangwu Tang, Shiqi Li
https://doi.org/10.1007/978-3-319-48237-8_54.
11. Visualization of Intermittent Splash with Gas Blowing from a Top Lance – Breakup of Cavity Surface Causing Intermittent Splash. Shingo Sato, Jun Okada, Yoshiaki Ueda, Manabu Iguchi. JOURNAL OPEN ACCESS FULL-TEXT HTML SUPPLEMENTARY MATERIAL. 2020 Volume 60 Issue 9 Pages 2118-2120.
<https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2019-788>
12. А.П. Мешалкин, Л.В. Камкина, Н.А. Колбин, О.Г. Безшкуренко, Я.С. Синицын. Концепция выбора рациональных составов рафинирующих смесей на основе техногенных отходов, способов их тепловой обработки и применения в основных процессах производства черных металлов. Теория и практика металлургии, № 1-2, Днепрпетровск, 2017. с. 108-114.
13. Охотский В. Б. Динамика металлической ванны при продувке металла / В. Б. Охотский // Изв. Вузов. Черная металлургия. – 1977. - №6. – С. 26-32.
14. Wang, D., Lu, K. Design optimization of hydraulic energy storage and conversion system for wave energy converters. Prot Control Mod Power Syst 3, 7 (2018). <https://doi.org/10.1186/s41601-018-0080-6>
15. R. Zhu, J. Li, J. Jiang, Y. Yu, H. Zhu, "Effect of Basicity on the Sulfur Precipitation and Occurrence State in Kambara Reactor Desulfurization Slag", Minerals, Vol. 11, p. 977, 2021
<https://doi.org/10.3390/min11090977>
16. Токовой О.К. К гидродинамике конвертерной ванны при продувке кислородом / О.К. Токовой, А.И. Строганов, Д.Я. Поволоцкий [и др.] // Изв. ВУЗов. Черная металлургия. – 1971. - №1. – С. 48-51.
17. Андоньев С.М. Исследование на моделях массообмена в системе металл-шлак при обезуглероживании конвертерной ванны / С.М. Андоньев, И.А. Ванштейн // Сталь. - 1967. - № 11. - С. 998-1002.
18. Yu Liu, Mikael Ersson, Heping Liu, Pär Jönsson. A Review of Physical and Numerical Approaches for the Study of Gas Stirring in Ladle Metallurgy. Metall Mater Trans B 50, 555–577 (2019). <https://doi.org/10.1007/s11663-018-1446-x>
19. Heping Liu, Zhenya Qi, Mianguang Xu. Numerical Simulation of Fluid Flow and Interfacial Behavior in Three-phase Argon-Stirred Ladles with One Plug and Dual Plugs. 2011. Steel Research International. 82(4):440 – 458.
<https://doi.org/10.1002/srin.201000164>
20. Optimising slag composition & gas purging in a LF to reduce noise and improve refining. 2012. Steel Times International. 36(2):17-19
- Kiran Kumar Keshari, Somnath Kumar, Snehangshu Roy, T.K. Pratihari
21. Cold-Model Study on the Maximum Penetration Distance of the Injection Lance in a Kaldo Furnace. 2020. Mining Metallurgy & Exploration. 37(9).
<https://doi.org/10.1007/s42461-020-00197-7>
- Manuel Pérez-Tello, María M. Salazar-Campoy, Óscar Rodríguez-Hoyos
22. А. Г. Чернятевич, Л. С. Молчанов, П. О. Юшкевич, В. В. Вакульчук Разработка энергоэффективной технологии продувки конвертерной ванны кислородом и нейтральным газом «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии», Сборник научных трудов ИЧМ. – 2018. - Вып.32. С. – 182-207.
23. Мешалкин А.П., Колбин Н.А., Анкудинов Р.В. Совершенствование дутьевого и шлакового режимов конвертерной плавки при регламентированном вводе комплексных добавок многоцелевого назначения. Вісник Приазовського державного технічного університету. Вип. 22. Дніпропетровськ. 2011р. с. 18-21.
24. Богушевський В. С., Сухенко В. Ю. Керування режимом дуття конвертерної плавки / В. С. Богушевський, В. Ю. Сухенко // Наукові вісті НТУУ «КПІ». – 2009. – № 1. – С. 58-64.

Reference

1. Kyoji NAKANISHI, Koji SANBONGI. Recent Development of Q-BOP/OBM Steelmaking. Tetsu-to-Hagane. 1979, Vol.65, No.1, p.138-145. https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.56.2_178
2. Ding Guo Zhao, Jian Sheng Li, Shu Huan Wang, Hong Wei Liu. Practical Research on Desulfurization in Converter with the Analysis of Sulfur in Steel for Civil Engineering. 2012. Advanced Materials Research. 568:17-20.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.568.17>
3. Barron, M., Hilerio, I. and Medina, D. (2015) Modeling and Simulation of Hot Metal Desulfurization by Powder Injection. Open Journal of Applied Sciences, 5, 295-303. doi: <https://doi.org/10.4236/ojapps.2015.56030>
4. Tetsu-to-Hagane. Volume 56 (1970) Issue 2. Pages 178-185. On the Desulfurization in the Basic Oxygen Converter. Masataka YOSHII, Masayoshi ICHINOHE. https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.56.2_178
5. R. Zhu, J. Li, J. Jiang, Y. Yu, H. Zhu, Effect of Basicity on the Sulfur Precipitation and Occurrence State in Kambara Reactor Desulfurization Slag, Minerals, Vol. 11, p. 977, 2021. <https://doi.org/10.3390/min11090977>
6. Boichenko B. M. Konvertersnoe proyzvodstvo staly: teoriya, tekhnolohiya, kachestvo staly, konstruksyia ahreatov, retsykuliatsyia materiyalov y ekolohyia: uchebnyk dlia studentov vuzov / B. M. Boichenko, V. B. Okhotskyi, P. S. Kharlashyn; red. B. M. Boichenko, V. B. Okhotskyi. - Dnepropetrovsk: RYA "Dnepro-VAL", 2006. - 453 s. - ISBN 966-8704-05-3 : 101.

7. Chun-lai HE, Rong Zhu, Kai DONG, Yong-quan QIU, Kai-ming SUN. Modeling of an Impinging Oxygen Jet on Molten Bath Surface in 150 t EAF. 2011. Journal of Iron and Steel Research International 18(9):13–20.
[https://doi.org/10.1016/S1006-706X\(12\)60028-4](https://doi.org/10.1016/S1006-706X(12)60028-4)
8. Obrazovanye vspleskov zhydkykh faz pry produvke konverternoi vannы pod uroven / A.P. Meshalkyn, K.S. Prosvyryn, V.B. Okhotskiy, H.S. Kolhanov // Yzv. VUZov. Chernaia metallurhiya. – 1985. - № 8. – S. 29-33.
9. A Multi-Phase Numerical Simulation of a Four-Nozzle Oxygen Lance Top-Blown Converter. 2011 Procedia Earth and Planetary Science 2(1):64–69.
<https://doi.org/10.1016/j.proeps.2011.09.011>
- Chunlai He, Ningchuan Yang, Qiming Huang, Chunting Liu, Ling Wu, Yan Hu, Zhonghua Fu, Zhan Gao
10. Numerical Simulation for the Splashing Behavior in an Oxygen Converter Process. 2014. In book: TMS 2014: 143rd Annual Meeting & Exhibition (pp.443-450). Zhijun Ji, Chenn Zhou, Bin Wu, Guangwu Tang, Shiqi Li
https://doi.org/10.1007/978-3-319-48237-8_54.
11. Visualization of Intermittent Splash with Gas Blowing from a Top Lance – Breakup of Cavity Surface Causing Intermittent Splash. Shingo Sato, Jun Okada, Yoshiaki Ueda, Manabu Iguchi. JOURNAL OPEN ACCESS FULL-TEXT HTML SUPPLEMENTARY MATERIAL. 2020 Volume 60 Issue 9 Pages 2118-2120.
<https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2019-788>
12. A.P. Meshalkyn, L.V. Kamkina, N.A. Kolbyn, O.H. Bezshkurenko, Ya.S. Synutsyn. Kontseptsyia vybora ratsyonalnykh sostavov rafyniruiushchykh smesei na osnove tekhnicheskikh otkhodov, sposobov ykh teplovoi obrabotky y pryumeneniya v osnovnykh protsessakh proyzvodstva chernykh metallov. Teoriya y praktika metallurhiy, № 1-2, Dnepropetrovsk, 2017. s. 108-114.
13. Okhotskiy V. B. Dinamika metallcheskoi vannы pry produvke metalla / V. B. Okhotskiy // Yzv. Vuzov. Chernaia metallurhiya. – 1977. - №6. – S. 26-32.
14. Wang, D., Lu, K. Design optimization of hydraulic energy storage and conversion system for wave energy converters. Prot Control Mod Power Syst 3, 7 (2018). <https://doi.org/10.1186/s41601-018-0080-6>
15. R. Zhu, J. Li, J. Jiang, Y. Yu, H. Zhu, "Effect of Basicity on the Sulfur Precipitation and Occurrence State in Kambara Reactor Desulfurization Slag", Minerals, Vol. 11, p. 977, 2021
<https://doi.org/10.3390/min11090977>
16. Tokovoi O.K. K gidrodinamike konverternoi vannы pry produvke kyslorodom / O.K. Tokovoi, A.Y. Strohanov, D.Ia. Povolotskiy [y dr.] // Yzv. VUZov. Chernaia metallurhiya. – 1971. - №1. – S. 48-51.
17. Andonev S.M. Yssledovanye na modeliakh massoobmena v systeme metall-shlak pry obezuhlerozhyvanyy konverternoi vannы / S.M. Andonev, Y.A. Vanshtein // Stal. - 1967. - № 11. - S. 998-1002.
18. Yu Liu, Mikael Ersson, Heping Liu, Pär Jönsson. A Review of Physical and Numerical Approaches for the Study of Gas Stirring in Ladle Metallurgy. Metall Mater Trans B 50, 555–577 (2019). <https://doi.org/10.1007/s11663-018-1446-x>
19. Heping Liu, Zhenya Qi, Mianguang Xu. Numerical Simulation of Fluid Flow and Interfacial Behavior in Three-phase Argon-Stirred Ladles with One Plug and Dual Plugs. 2011. Steel Research International. 82(4):440 – 458.
<https://doi.org/10.1002/srin.201000164>
20. Optimising slag composition & gas purging in a LF to reduce noise and improve refining. 2012. Steel Times International. 36(2):17-19 Kiran Kumar Keshari, Somnath Kumar, Snehangshu Roy, T.K. Pratihari
21. Cold-Model Study on the Maximum Penetration Distance of the Injection Lance in a Kaldor Furnace. 2020. Mining Metallurgy & Exploration. 37(9). <https://doi.org/10.1007/s42461-020-00197-7> Manuel Pérez-Tello, María M. Salazar-Campoy, Óscar Rodríguez-Hoyos
22. A. H. Cherniatevych, L. S. Molchanov, P. O. Yushkevych, V. V. Vakulchuk Razrabotka energoэффективной tekhnologii produvki konverternoi vannы kyslorodom y neutralnym hazom «Fundamentalnye ustrykladnye problemy chernoi metallurhiy», Sbornik nauchnykh trudov YChM. – 2018. - Выр.32. S. – 182-207.
23. Meshalkyn A.P., Kolbyn N.A., Ankudynov R.V. Sovershenstvovanye dutevoho y shlakovoho rezhymov konverternoi plavky pry rehlamentyrovannom wode kompleksnykh dobavok mnohotselevoho naznacheniya. Visnyk Pryazovskoho derzhavnogo tekhnichnogo universytetu. Выр. 22. Dnipropetrovsk. 2011r. s. 18-21.
24. Bohushevskiy V. S., Sukhenko V. Yu. Keruvanniya rezhymom duttia konverternoi plavky / V. S. Bohushevskiy, V. Yu. Sukhenko // Naukovi visti NTUU «KPI». – 2009.– № 1. – S. 58-64.

УДК 662.749.2

<https://doi.org/10.34185/tpm.1.2022.05>

Малий Е.І., Чемеринський М.С., Старовойт М.А.

Дослідження властивостей електродних пеків

Malyi E.I., Chemerinskiy M.S., Starovoyt M.A.

Research of properties of electrode pitch

Мета. Дослідження фізико-хімічних процесів, що проходять між розплавленим пеком і твердими наповнювачами – компонентом графітованих електродів, та запропоновані методи визначення реологічної поведінки пеку.

Методика. Дослідження реологічної поведінки пеку проводили з використанням методів зміни крайового кута змочування, а поверхневі властивості пеку – з використанням методики прямого визначення індексу змочування.

Результати. Визначено, що крайовий кут змочування не може бути абсолютним показником його якості, оскільки він залежить від адгезійної активності пеку з вуглецевими наповнювачами.

Наукова новизна. Вперше показано, що характеристики міцності графітованих електродів обумовлюють такі фактори, як індекс змочування, крайовий кут змочування, і залежать від початкового періоду адгезійної взаємодії електродного пеку з вуглецевими наповнювачами.

Практична значущість. За результатами роботи встановлено, що певний показник відповідає загальному принципу явищ, що відбуваються при змочуванні, що дає можливість повноцінніше охарактеризувати поведінку електродних пеків під час виробництва графітованих виробів.

Ключові слова: крайовий кут змочування, індекс змочування, графітовані електроди, електродний пек, адгезія, когезія, реологічні характеристики.

Goal. Research of physico-chemical processes that take place between molten pitch and solid fillers – components of graphitized electrodes, and proposed methods for determining the rheological behavior of pitch.

Method. The study of the rheological behavior of pitch was carried out using the methods of changing the marginal wetting angle, and the surface properties of pitch - using the method of direct determination of the wetting index.

The results. It was determined that the marginal wetting angle cannot be an absolute indicator of its quality, as it depends on the adhesive activity of pitch with carbon fillers.

Scientific novelty. It was shown for the first time that the strength characteristics of graphitized electrodes are determined by factors such as the wetting index, the marginal wetting angle, and depend on the initial period of adhesive interaction of the electrode pitch with carbon fillers.

Practical significance. According to the results of the work, it was established that a certain indicator corresponds to the general principle of phenomena occurring during wetting, which makes it possible to more fully characterize the behavior of electrode pitches during the production of graphitized products.

Key words: electrode pitch, graphite electrodes, adhesion, cohesion, wetting angle, wetting index, rheological characteristics.

Вступ. Найважливішим показником електросталеплавильного виробництва є питома витрата електродів. У технічно розвинених країнах питома витрата графітованих електродів становить середньому 5,5-5,7 кг/т сталі. Питома витрата електродів вітчизняних підприємствах коливається від 6 до 10 кг/т сталі. Експлуатаційні характеристики графітованих електродів визначаються властивостями вихідних сировинних компонентів та процесами їх взаємодії при термохімічній підготовці. Тому необхідно дослідити фізико-хімічні процеси, що відбуваються між розплавленим пеком та твердими наповнювачами – компонентом графітованих електродів, та запропонувати методи визначення реологічної поведінки пеку. Дати аналіз ефективності взаємодії рідкої фази пеку у процесі отримання графітованих електродів.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Виробництво графітованих електродів визначається процесом взаємодії вуглецевих наповнювачів (графітований кокс, графіт, термоантрацит, голковий нафтовий кокс та ін.) з розплавленим пеком – сполучним компонентом електродних мас. Ефективність взаємодії рідкої фази пеку в процесі отримання графітованих електродів знач-

ною мірою залежить від крайового кута змочування, який утворюється на межі рідкої та твердої фаз. Крайовий кут змочування – це реологічна характеристика. Він характеризує площу розтікання, початкову швидкість змочування та час розтікання, що взагалі визначається роботою адгезії [1].

Адгезія рідини до твердої поверхні описується відомим рівнянням Дюпре [2]:

$$W_a = \gamma_{\text{ТГ}} + \gamma_{\text{РГ}} - \gamma_{\text{ТР}} \quad (1)$$

де, W_a – робота адгезії.

Рівняння Дюпре у поєднанні з рівнянням Юнга [3] дозволяє визначити роботу адгезії (рівняння Дюпре-Юнга):

$$V_a = \gamma_{\text{РГ}}(1 + \cos\theta) \quad (2)$$

Роботу адгезії можна як міру інтенсивності взаємодії двох різних контактуючих фаз, тобто ступінь взаємного насичення некомпенсованих поверхневих сил. При цьому $\gamma_{\text{ТР}}$ член рівняння (1) визначає інтенсивність залишкових некомпенсованих зв'язків (що більше $\gamma_{\text{ТР}}$, тим менше, за тих самих умов, показник W_a).

Згідно з формулою (2) легко розрахувати рівно-

важну роботу адгезії рідини, оскільки величини, що входять до неї (поверхневий натяг і крайовий кут), піддаються виміру.

Рівноважну роботу адгезії можна порівняти з рівноважною роботою когезії. Когезія визначає зв'язок між внутрішніми молекулами тіла та в межах однієї фази, що характеризує міцність конденсованих тіл та можливість протидіяти зовнішньому зусиллю. Тобто, робота адгезії сприяє розтіканню крапель і змочування, а когезії – протидіє цьому [4]. Чим різниця між ними, тим інтенсивніше розтікання та значніше змочування.

У найпростішому випадку робота когезії W_c дорівнює:

$$W_c = 2\gamma_{\text{PT}} \quad (3)$$

де, множник 2 вказує на появу двох нових однакових за розміром і властивостями поверхонь розподілу "рідина-пар". Тим самим роботу когезії можна розглядати як міру міжмолекулярної взаємодії в обсязі гомогенної конденсованої фази.

При перетворенні рівняння Юнга з використанням вищенаведених рівнянь приходимо до виразу:

$$\cos\theta = \frac{2W_a}{W_c} - 1 \quad (4)$$

де, W_a – робота адгезії рідини, що змочує тверде тіло;

W_c – робота когезії рідини.

Зі співвідношення (1) виходять термодинамічні умови змочування:

$$\frac{1}{2}W_c < W_a < W_c \text{ – змочування;}$$

Таблиця 1

Характеристика електродних пеків

Показники	Просочувальний	Зв'язуючий марки «Б»
Температура розм'якшення, °С	60	67
Вихід летких речовин, %	61	58
Зольність, %	0,3	0,3
Масова частка речовин, %, нерозчинних:		
у толуолі	20	30
у хіноліні	3	7

У даному випадку слід зазначити, що кількість досліджуваного матеріалу становить $1 \pm 0,1$ г. Надалі досліджувану пробу завантажують у матрицю преса і пресують щільний брикет. Попередньо матриця та вкладиші преса мають бути сухими. Отриманий брикет зважують з точністю до 0,02 г і розташовують на еталонну підкладку, виготовлену з кварцового скла. Як підкладки можуть бути використані шліфи з графіту, антрациту, нафтового коксу та ін.

Кварцове скло разом із брикетом завантажують у склянку із притертою кришкою (рис. 1). Робочу зону кварцової склянки через відросток із краном наповнюють аргонем. Кран закривають і встановлюють у сушильну шафу з дверцятами, які мають оглядове віконце. У сушильній шафі встановлюється штатив із цифровою відеокамерою так, щоб монокуляр камери прямував у оглядове віконце дверцят шафи. На моніторі камери відображається брикет зразка, що досліджується, і через кожні 10 °С проводиться його фіксація. Температурний режим нагрівання шафи визначається автоматично від 20 до 250 °С зі швидкістю 3 °С/хв. При цьому зміну контактного кута змочування записували в часі на відеокамеру. Після експерименту отримані дані вносять у програму Excel і графічно репрезентують у вигляді динаміки зміни крайового кута змочування залежно від температури (рис.2).

$W_a < \frac{1}{2}W_c$ – не змочування;

$W_a > W_c$ – розтікання.

$W_p = W_a - W_c$ є роботою розтікання. Фізичне значення виразу (4) полягає в тому, що величина крайового кута змочування визначається співвідношенням сил міжмолекулярної взаємодії внутрішньої рідкої фази між молекулами рідини і твердого тіла на поверхні розділу фаз.

Отже, використовуючи загальноприйняті теоретичні принципи, можна побічно передбачити поведінку електродного пеку у виробничому процесі під час виготовлення електродних виробів.

Матеріали та методи дослідження. На підставі прийнятої концепції ми використовували метод сидячої краплі. Як досвідчені зразки досліджували електродні пеки: сполучний і просочувальний (табл.1). Зв'язуючий пек є основним компонентом електродної маси та визначає експлуатаційні властивості електрода. Оскільки з вуглецевих матеріалів, що використовуються, він являє собою «мультимер», який надалі при випаленні та графітації забезпечує кластерну упаковку однорідного графітового моноліту.

Просочувальний пек або «імпрегнат» має високу спорідненість із графітованими заготовками електродів. Його використання дає можливість підвищити щільність електрода та знизити пористість. Процес відбувається у спеціальному апараті – «автоклаві», а пек подається у розплавленому стані.

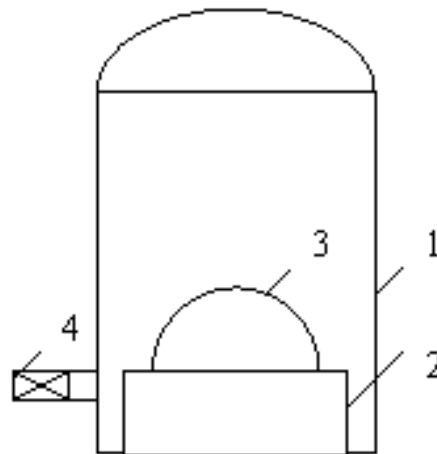


Рисунок 1. Крапля на твердій поверхні: 1 – кварцова склянка з притертою кришкою; 2 – кварцова підкладка; 3 – піріє з пеку; 4 - відросток із краном для введення аргону.

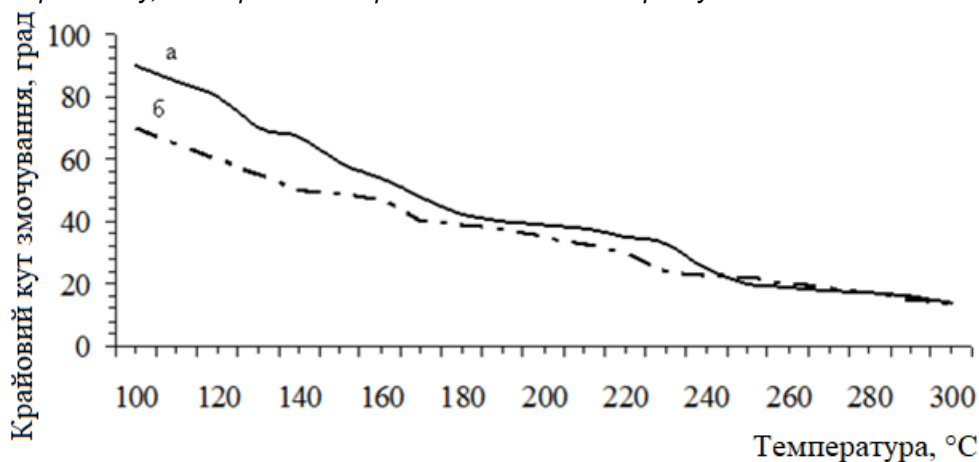


Рисунок 2. Крайовий кут змочування пеку: а) зв'язуючого; б) просочувального

Результати дослідження. Для розширення можливостей дослідження поверхневих властивостей пеку було використано методику прямого визначення індексу змочування [5]. Цей показник доповнює крайовий кут змочування, що у комплексі дозволяє об'єктивно оцінити поведінку пеку у технологічному процесі виробництва графітованих електродів. При реалізації методу як еталонний наповнювач використовували кульки з кварцового скла крупністю 1-2 мм. Використовують трубку (рис. 3) з жароміцного металу діаметром 12мм, довжиною 140мм та нижньою пробкою з різьбленням. На дно трубки завантажують кульки у кількості 6 г, поверхню вирівнюють. Поверх кульок завантажують досліджуваний матеріал у кількості 1 г. Трубку встановлюють в шафу і нагрівають до кінцевої температури 200 °C зі швидкістю 15 °C / хв. Коли температура досягає 200 °C, процес нагрівання припиняється, а трубка з матеріалом, що досліджується, охолоджується до температури навколишнього середовища. З охолодженої трубки згвинчується нижня пробка. Змочений матеріал залишається у трубці, а не змочений висипається. Розрахунок проводять відповідно до відношення "кульки-пек", що визначається індексом (рис.4),

який характеризує кількість змоченого матеріалу за формулою:

$$W = \frac{M_0 - M}{M_0} \times 100 \quad (5)$$

де: W – Індекс змочування пеку, %;
 M_0 – маса кульок, г;
 M – не змочена піком маса кульок, р.

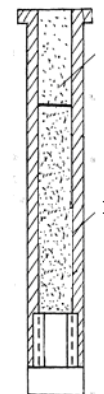


Рисунок 3. Трубка визначення індексу змочування: 1 – електродний пек; 2 – наповнювач

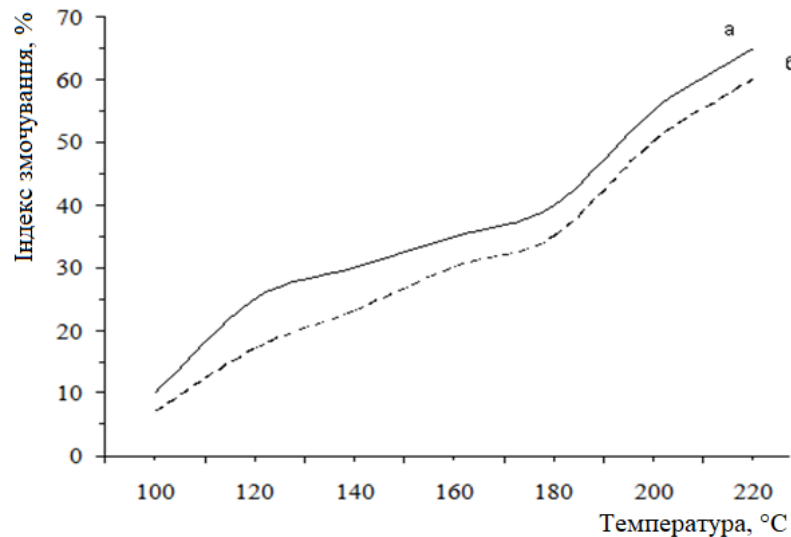


Рисунок 4. Індекс змочування пеку: а) зв'язуючого; б) просочувального

Дослідження здатності електродних пеків змочувати вуглецеві наповнювачі також проводилося з урахуванням складу серійної електродної шихти ПрАТ "Український графіт", що використовується для виробництва графітованих електродів: 20 мас. % – графітований кокс, 80 мас.% – голковий нафтовий кокс.

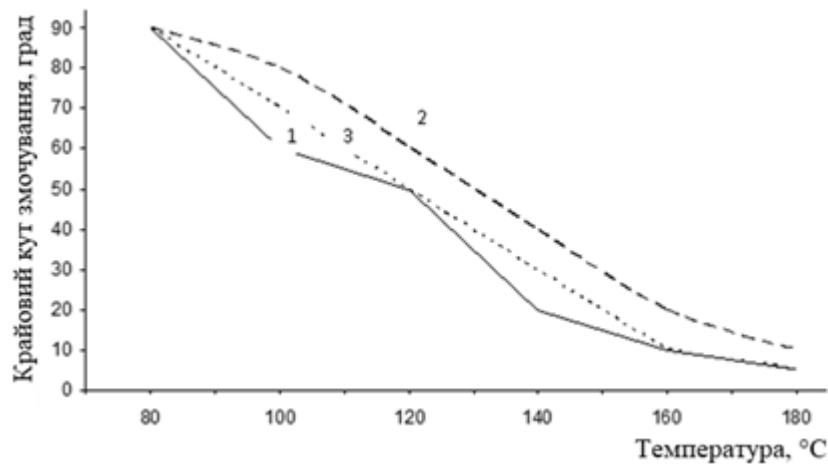


Рисунок 5. Крайовий кут змочування зв'язуючого електродного пеку марки «Б»: 1 – графітований кокс; 2 – нафтовий кокс; 3 – шихта (20 мас.% – графітований кокс, 80 мас. % – голковий нафтовий кокс)

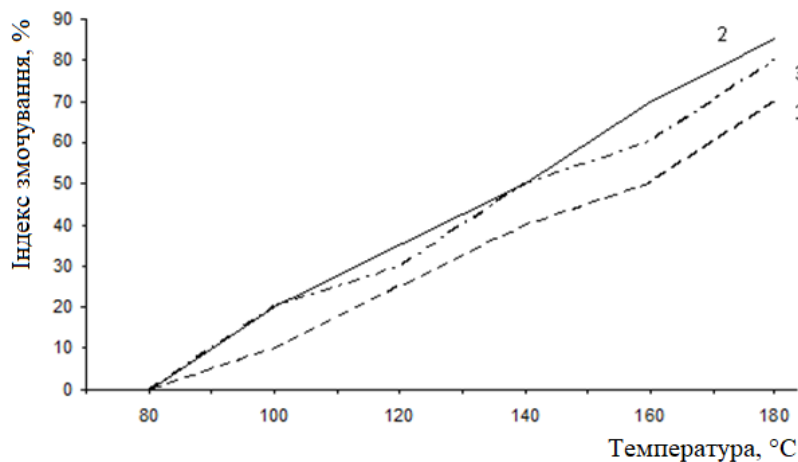


Рисунок 6. Індекс змочування зв'язуючого електродного пеку марки «Б»: 1 – графітований кокс; 2 – нафтовий кокс; 3 - шихта (20 мас.% - графітований кокс, 80 мас% - голковий нафтовий кокс)

Обговорення результатів. Визначення таких показників, як крайовий кут змочування та індекс змочування, дає оцінку ефективності змочувальної здатності пеку вуглецевого наповнювача в умовах виробничого процесу, оскільки при цьому відбувається процес склеювання всіх складових серійної електродної шихти.

Запропоновані методики по визначенню цих показників, досить швидкі та не вимагають додаткового обладнання, тобто можуть використовуватись на підприємствах для оцінки процесів склеювання компонентів електродної шихти.

Висновки. Таким чином, встановлено, що визначений показник відповідає загальному принципу

явищ, що відбуваються при змочуванні, та дає змогу повноцінніше охарактеризувати поведінку електродних пеків при виробництві графітованих виробів.

Показано, що характеристики міцності графітованих електродів обумовлюють такі фактори, як індекс змочування, крайовий кут змочування, і залежать від початкового періоду адгезійної взаємодії електродного пеку з вуглецевими наповнювачами.

Визначено, що крайовий кут змочування не може бути абсолютним показником його якості, оскільки він залежить від адгезійної активності пеку з вуглецевими наповнювачами.

Бібліографічний опис

1. Uthaiporn Suriyaphadilok. Characterization of coal- and petroleum-derived binder pitches and the interaction of pitch/coke mixtures in pre-baked carbon anodes. A Thesis in Materials Science and Engineering/ Doctor of Philosophy. The Pennsylvania State University, The Graduate School // 2008. – P. 334
2. Sarkar Arunima. Coke–pitch interactions during anode preparation. / Arunima Sarkar, Duygu Kocaefe, Yasar Kocaefe, Dilip Sarkar, Dipankar Bhattacharyay, Brigitte Morais, Jérôme Chabot. // Fuel 117. – 2014. – P. 598–607. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2013.09.015>
3. Malyi E. Tar-Based Modification of Carbon Mass for Self-Igniting Anodes/ E. Malyi , M. Chemerinskii, I. Holub, M. Starovoyt // Coke and Chemistry, 2018. 10. P. 392-395. DOI: 10.3103/S1068364X18100058
4. Malyi, E.I. Modification of electrode pitch by carboric acid / Malyi, E.I., Chemerinskii, M.S., Holub, I.V., Starovoyt, M.A. // Coke and Chemistry, 2018, 60(1), p. 37-41. DOI 10.3103/S1068364X18100058
5. Starovoyt A. At estimation of capacity of coal pitch to moisten hard carbon/ Starovoyt A. Malyi E. and others // Coke and Chemistry, 2004. – №6 . P. 390-392.

References

1. Uthaiporn Suriyaphadilok. Characterization of coal- and petroleum-derived binder pitches and the interaction of pitch/coke mixtures in pre-baked carbon anodes. A Thesis in Materials Science and Engineering/ Doctor of Philosophy. The Pennsylvania State University, The Graduate School // 2008. – P. 334
2. Sarkar Arunima. Coke–pitch interactions during anode preparation. / Arunima Sarkar, Duygu Kocaefe, Yasar Kocaefe, Dilip Sarkar, Dipankar Bhattacharyay, Brigitte Morais, Jérôme Chabot. // Fuel 117. – 2014. – P. 598–607. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2013.09.015>
3. Malyi E. Tar-Based Modification of Carbon Mass for Self-Igniting Anodes/ E. Malyi , M. Chemerinskii, I. Holub, M. Starovoyt // Coke and Chemistry, 2018. 10. P. 392-395. DOI: 10.3103/S1068364X18100058
4. Malyi, E.I. Modification of electrode pitch by carboric acid / Malyi, E.I., Chemerinskii, M.S., Holub, I.V., Starovoyt, M.A. // Coke and Chemistry, 2018, 60(1), p. 37-41. DOI 10.3103/S1068364X18100058.
5. Starovoyt A. At estimation of capacity of coal pitch to moisten hard carbon/ Starovoyt A. Malyi E. and others // Coke and Chemistry, 2004. – №6 . P. 390-392.

*Солоненко Л.І., Реп'ях С.І., Узлов К.І., Карпова Т.П.***Характер механічного руйнування піщано-рідкоскляних сумішей, що структуровані у паро-мікрохвильовому середовищі***Solonenko L.I., Repiakh S.I., Uzlov K.I., Karpova T.P.***Mechanical destruction character of sand-sodium-silicate mixtures structured in steam-microwave environment****Мета.** Дослідити характер та розробити опис зміни характеру механічного руйнування піщано-рідкоскляних сумішей від часу їх структурування у паро-мікрохвильовому середовищі.**Методика.** Міцність на розтяг структурованих сумішей визначали на приладі мод. LRu-2e відповідно до ГОСТ 23409.7. Структуру поверхонь руйнування піщано-рідкоскляних сумішей досліджували на растровому електронному мікроскопі мод. REM-106l при прискорювальній напрузі від 20 до 30 кВ і силі струму зонда від 4 μ A до 30 μ A у вторинних електронах з діаметром зонда від 1000 до 200 нм.

Розробку опису механізму руйнування піщано-рідкоскляних сумішей виконано за результатами аналізу, зіставлення, виключення та узагальнення відомих та отриманих авторами даної роботи експериментальних та теоретичних досліджень, опублікованих у відкритих наукових джерелах з аналізованої тематики.

Результати. Не залежно від вмісту рідкого скла в структурованій піщано-рідкоскляній суміші характер її руйнування залежить від часу паро-мікрохвильової обробки, який зі збільшенням часу обробки змінюється від адгезійного до змішаного і когезійного. Відповідно до розробленого опису механізму руйнування перехід від адгезійного до когезійного механізму руйнування викликано характером ходи залежності підвищення в часі як адгезійної міцності в системі кварц-рідке скло, так і когезійної міцності рідкого скла в манжетах суміші. При цьому зміна когезійної міцності рідкого скла у часі при мікрохвильовій обробці має екстремальний характер і, вочевидь, зумовлена ступенем полімеризації силікату натрію з рідкого скла під час його дегідратації.**Наукова новизна.** Вперше розроблено опис зміни характеру механічного руйнування піщано-рідкоскляних сумішей від часу їх структурування у паро-мікрохвильовому середовищі.**Практична значимість.** Отримані дані дозволять розширити уявлення про властивості піщано-рідкоскляних форм та механізм їх руйнування під механічним впливом, оцінити можливості способу структурування в паро-мікрохвильовому середовищі, цілеспрямовано вибрати напрями досліджень та практичних дій в частині керування рівнем властивостей структурованих піщано-рідкоскляних сумішей.**Ключові слова:** піщано-рідкоскляна суміш, манжета, піщинка, рідке скло, структурування, руйнування, адгезія, когезія, міцність**Purpose.** There were nature investigation and description development of sand-sodium-silicate mixtures mechanical destruction nature changing according to the time of their structuring in steam-microwave environment.**Methodology.** Structured mixtures tensile strength has been determined on LRu-2e model device in accordance with ГОСТ 23409.7. Sand-sodium-silicate mixtures fracture surfaces structure has been studied using scanning electron microscope SEM-106l model at accelerating voltage of 20 to 30kV and probe current of 4 μ A to 30 μ A in secondary electrons with probe diameter of 1000 to 200nm.

Sand-sodium-silicate mixtures destruction mechanism description development has been carried out based on analysis results, comparison, exclusion and generalization of known and obtained by the authors of this work experimental results and theoretical data, published in open scientific sources devoted to present analysis subject.

Findings. Regardless of sodium silicate solute content in structured sand-sodium-silicate mixture, its destruction nature depends on steam-microwave treatment time, which changes from adhesive to combined and cohesive with treatment time increasing. According to fracture mechanism description developed, transition from adhesive to cohesive fracture mechanism is caused by the time dependence character of both adhesive strength in quartz-sodium-silicate-solute system and cohesive strength in sodium silicate solute in mixture cuffs increasing. At the same time, sodium silicate solute cohesive strength changing over time during microwave treatment is of an extreme nature and, obviously, caused by sodium silicate from sodium silicate solute polymerization degree during its dehydration.**Originality.** For the first time, description of sand-sodium-silicate mixtures mechanical destruction changing nature devoted to their structuring in steam-microwave environment time has been developed.**Practical value.** Data obtained make it possible to expand the understanding about sand-sodium-silicate molds properties and their destruction mechanism under mechanical influence, to evaluate the method of structuring in steam-microwave environment possibilities, to purposefully choose research directions and practical actions in terms of structured sand-sodium-silicate mixtures properties level regulation.**Keywords:** sand-sodium-silicate mixture, cuff, sand grain, sodium silicate solute, structuring, destruction, adhesion, cohesion, strength

Стан питання. Механізми структурування сумішей з різними за природою сполучними матеріалами відмінні один від одного. Зокрема, глини в піщано-глинистих сумішах тверднуть за коагуляційним механізмом, твердіння розчинів гіпсу та цементу у

воді відбувається в результаті їх гідратації та утворення нових кристалогідратів певної форми [1...3], фосфатні сполучні (маталофосфати) тверднуть за коагуляційно-поліконденсаційним механізмом [4], термореактивні смоли – за поліконденсаційним ме-

Солоненко Людмила Ігорівна – к.т.н., УДУНТ
Реп'ях Сергій Іванович – д.т.н., УДУНТ
Узлов Костянтин Іванович – д.т.н., УДУНТ
Карпова Тетяна Петрівна - УДУНТ

Solonenko L. – c.t.s., USUST
Repiakh S. – d.t.s., USUST
Uzlov K. – d.t.s., USUST
Karpova T. - USUST

ханізмом [5, 6] і т.д. На відміну від інших сполучних матеріалів, рідке скло може твердіти за механізмом поліконденсації з виникненням в ньому нових твердих в'язучих хімічних сполук [2, 7, 8] або за коагуляційним механізмом при дегідратації [2, 9, 10], або за рахунок зменшення його водневого показника, або підвищення силікатного модуля тощо.

Незважаючи на значне розмаїття механізмів твердіння сполучних матеріалів у сумішах загальними для всіх сполучних є механізми їх руйнування під дією зовнішнього навантаження, що додається до них. Зокрема, при механічному впливі на структуровану піщану суміш виділяють наступні типи руйнування її сполучень:

адгезійний – руйнування проходить виключно за рахунок відшарування адгезиву від субстрату по поверхням їх контакту;

когезійний – руйнування проходить або по адгезиву, або по субстрату;

змішаний (адгезійно-когезійний або когезійно-адгезійний) – руйнування системи проходить одночасно як з відшаруванням адгезиву від субстрату, так і руйнуванням матеріалу адгезиву і/або субстрату.

У наявний час тип руйнування адгезійних сполучень якими, зокрема, є структуровані піщано-рідкоскляні суміші (ПРС), що структуровані в паромікрохвильовому випромінюванні, визначають структурними методами досліджень поверхонь частинок кварцового піску суміші після її руйнування. При цьому візуально оцінюють вигляд зруйнованих манжет між частинками вогнетривкого матеріалу суміші і за видом поверхонь руйнування манжет та їх відносної кількості визначають вид руйнування суміші. В якості прикладу, схеми та зовнішній вигляд піщинок кулястої форми в структурованій ПРС з останками зруйнованої манжети представлено на рис. 1 [26].

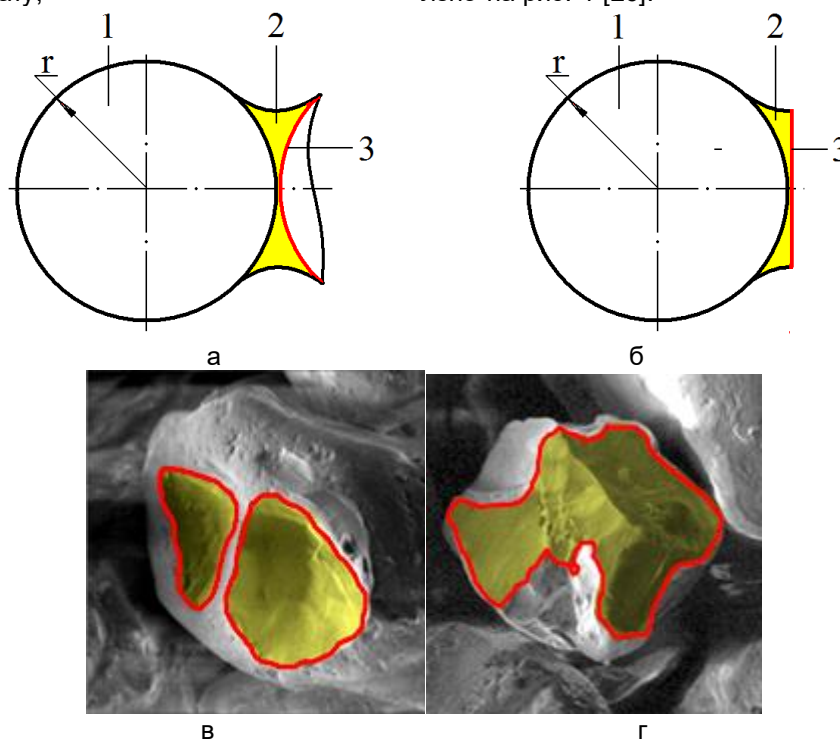


Рисунок 1 – Схеми (а, б) та зовнішній вигляд (в, г, $\times 100$) піщинки кулястої форми в структурованій ПРС з останками зруйнованої манжети за адгезійним (а, в) та когезійним (б, г) механізмом: 1 – піщинка; 2 – залишок манжети; 3 – поверхня руйнування манжети

Червоною лінією на рис. 1 виділено контури зруйнованої манжети, а жовтим зафарбовано поверхню руйнації манжети.

Виходячи з загально прийнятих уявлень, адгезійна міцність структурованої ПРС як системи – це робота, яку потрібно використати до неї, щоб викликати розділення її компонентів по межі їх розподілу (розподілу фаз). Тобто, адгезійна міцність складається з двох компонентів – роботи розриву міжмолекулярних зв'язків (робота адгезії W_a), та роботи, що витрачається на деформацію компонентів адгезійного сполучення (робота деформації $W_{деф}$). З цього витікає, що зміцнення адгезійного сполучення призводить до зростання ступеня де-

формації компонентів системи до моменту її руйнування.

Підвищення адгезійної складової міцності – один з напрямів підвищення загальної міцності та зниження обсягальності ливарних форм та стрижнів. Для цього, наприклад в ПРС, перед приготуванням кварцовий пісок олужують водним розчином їдкою натру [11]. З цією ж метою до змішування кварцового піску з рідким склом (при сушінні ПРС мікрохвильовим випромінюванням) кварцовий пісок попереднього змочують водою [12]. На адгезійну міцність також впливають: поверхневе натягування рідкого скла, стан і вигляд поверхні зерен вогнетривкого наповнювача, модуль пружності силікату

натрію з рідкого скла, полярність рідкого скла та поверхні зерен вогнетривкого наповнювача, ступінь полімеризації рідкого скла, величина водневого показника на межі розділу плівки рідкого скла з зернами вогнетривкого наповнювача, вміст сполучного матеріалу в суміші тощо [13...16].

В свою чергу початкова міцність будь-якої структурованої суміші залежить і від механізму (когезійного, адгезійного, змішаного) її руйнування. При цьому, когезійна міцність формувальних та стрижневих сумішей, як правило, завжди в рази більше міцності адгезійної [17...20].

Таким чином, реальна адгезійна міцність будь-якої суміші залежить від дефектності фаз системи, хімічного складу фаз системи, способу її структуровання, величини залишкових напружень на межі розподілу фаз, шорсткості та чистоти поверхні частинок піску, рельєфу поверхні, форми та розміру піщинок і манжет між ними, хімічної однорідності контактуючих між собою поверхонь, змочуваності поверхні частинок тощо. Тому єдиним фізичним показником, що характеризує істинну адгезію двох тіл безумовно є термодинамічна робота адгезії, яка не залежить від умов випробувань, механізму і умов формування адгезійного сполучення та інших чинників притаманних будь-якій суміші.

За даними А.М. Лясса ПРС мають когезійний механізм руйнування [17], на думку А.А. Жуковського структуровані суміші переважно руйнуються за когезійним механізмом і іноді за змішаним (адгезійно-когезійним) механізмом [21]. При цьому, перехід від когезійного до адгезійного механізму руйнування може проходити за різних умов, у тому числі, і з підвищенням вмісту сполучного матеріалу у суміші [22].

Когезійну міцність рідкого скла, дегідратованого будь-яким способом, збільшують за рахунок підвищення ступеня його полімеризації. При цьому, в затверділому рідкому склі в основному можуть бути присутні [9]: α -SiO₂ – мономерний кремнезем, ланцюжкові та циклічні олігомери зі ступенем полімерності не більше 8; β -SiO₂ – гідратовані полімери кремнезему; γ -SiO₂ – кремнезем структурою близькою до кварцу.

З цього витікає, що когезійна міцність змінюється з втратою рідким склом гідратної води, тобто з часом або температурою сушіння такої суміші. За даними [23], найбільшої міцності структурованих сумішей на основі рідкого скла досягають при їх залишковій вологості 0,3...0,5%. Це означає, що залежність міцності структурованої піщано-рідкоскляної суміші від часу сушіння повинна мати екстремум. Крім того, підвищення когезійної міцності рідкого скла досягають звуженням меж молекулярно-масового розподілу фаз в рідкому склі, підвищенням ступеня кристалічності затверділого рідкого скла, модифікацією рідкого скла пластифікаторами або іншими модифікуючими добавками тощо.

Таким чином, знаючи характер впливу визначальної складової в роботі руйнування будь-якої су-

міші, можливо провести опосередкований вибір або розробку комплексу заходів для зміни її міцності до необхідного рівня. З прикладної точки зору реалізація цього на практиці дозволить у ливарних цехах скоротити термін та витрати на вирішення проблем підвищення якості поточного виробництва в разі їх залежності від властивостей ливарних форм та стрижнів, що використовують.

На сьогодні використання відомих аналітичних залежностей не дає можливості через характер руйнування оцінити як міцність структурованих сумішей, так і роботу їх механічного руйнування. Однією з причин такого стану є складність визначення характеру руйнування структурованих сумішей та його залежність від багатьох чинників. Як наслідок, відомі аналітичні залежності відображають лише зв'язок між обмеженим числом параметрів сумішей, що є, як правило, окремими випадками різноманіття можливих варіантів взаємодій фаз у системах, що розглядаються. Зокрема, Ребіндер П.О., міцність структурованої суміші рекомендує розраховувати за формулою [21]:

$$\sigma = c^* \cdot \sigma^* \cdot \frac{1 - \Pi}{d_c^2}, \quad (1)$$

де c^* – константа; σ^* – міцність індивідуального контакту (манжети) між частками суміші; Π – відносний об'єм пористості суміші; d_c – середній діаметр часток суміші, у якій Ребіндер П.О. вплив вмісту сполучного матеріалу в суміші, характеру її руйнування, типу міцності (на стиск, на розтяг тощо), геометричної форми частинок суміші тощо задає величиною константи c^* . Тим не менше формула (1) або подібні аналітичні залежності в цілому дають достатньо однозначне теоретичне уявлення щодо впливу ряду чинників, що входять в склад залежностей, структурованої суміші як на величину її міцності, так і рівень роботи її вибивання з виливків.

Виходячи з того, що на сьогодні одним з перспективних, але недостатньо досліджених напрямів розвитку процесів структуровання сумішей для ливарних форм та стрижнів є ПРС, які структурують в паро-мікрохвильовому середовищі, робота, яка спрямована на розробку опису характеру їх механічного руйнування є актуальною.

Методика. У роботі використовували кар'єрний кварцовий пісок марки 1K₃O₃02 з вмістом глини до 0,1% (за масою), водопровідну воду, натрієве рідке скло з силікатним модулем 2,8...3,0 і питомою щільністю 1,42...1,44 г/см³, картонні стакани з розмірами (Ø80×Ø53)×110 мм, губку поліуретанову. Плакування кварцового піску та його структуровання проводили в паро-мікрохвильовому середовищі за способом ПМЗ [24].

Масу вимірювали на електронних вагах з точністю 0,1 г. Маса водяного заряду для структуровання сумішей складала 1 г. Структуровання проводили в мікрохвильовій печі з магнетроном номінальною потужністю 700 Вт та частотою випроміню-

вання 2,45 ГГц. Час реєстрували секундоміром з точністю 1 с. Для структурування наважки розміщали в центрі обертового столу печі. Ущільнювання плакованого піску проводили на вібростолі після його просівання крізь сито з осередком 0,315 мм. Для випробувань зразки 8-образної форми зі структурованої наважки вирізали механічним шляхом з використанням лезового інструменту. Розміри зразків по перетину їх руйнування виміряли штангенциркулем з точністю 0,1 мм.

Міцність на розтяг структурованих сумішей визначали на приладі мод. LRu-2e відповідно до ГОСТ 23409.7. Структуру поверхонь руйнування ПРС досліджували на растровому електронному мікроскопі мод. РЕМ-106I при прискорювальній напрузі від 20 до 30 кВ і силі струму зонда від 4 μ A до 30 μ Aу вторинних електронах з діаметром зонда від 1000 до 200 нм.

Розробку опису механізму руйнування ПРС виконано за результатами аналізу, зіставлення, ви-

ключення та узагальнення відомих та отриманих авторами даної роботи експериментальних та теоретичних досліджень, опублікованих у відкритих наукових джерелах з аналізованої тематики.

Мета досліджень. Дослідити характер та розробити опис зміни характеру механічного руйнування ПРС від часу їх структурування у паро-мікрохвильовому середовищі.

Результати досліджень. За результатами візуальних спостережень встановлено, що характер механічного руйнування ПРС, структурованої за ПМЗ-процесом з 1% (за масою) рідкого скла залежить від тривалості ПМЗ-процесу, зі збільшенням часу якого змінюється від адгезійного (до 2 хв) до змішаного (2...4 хв) і когезійного (понад 4 хв), що витікає з аналізу рис. 2.

Залежність міцності при розтягуванні ПРС з 1% (за масою) рідкого скла від тривалості її обробки в паро-мікрохвильовому середовищі представлена на рис. 3.

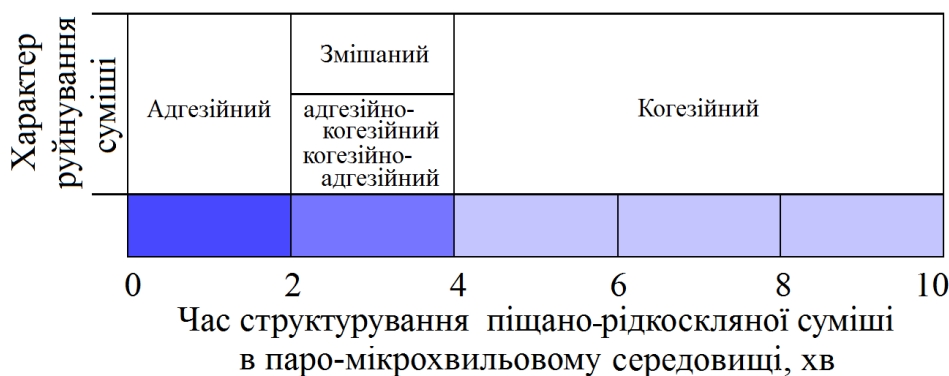


Рисунок 2 – Схема щодо характеру руйнування ПРС від часу її обробки в паро-мікрохвильовому середовищі

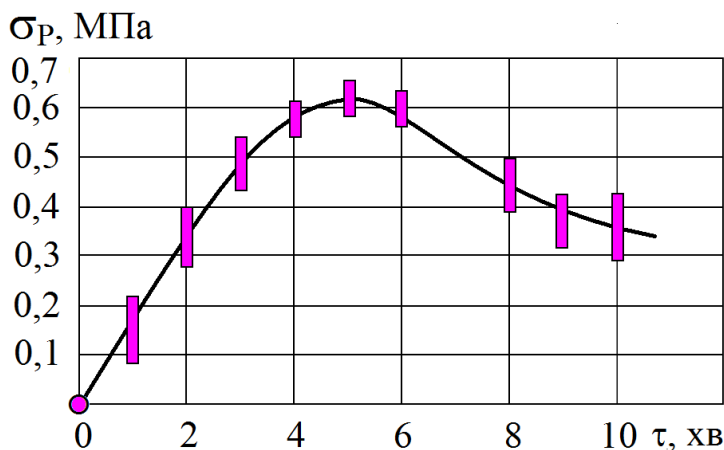


Рисунок 3 – Залежність міцності при розтягуванні ПРС з 1% (за масою) рідкого скла від тривалості її обробки в паро-мікрохвильовому середовищі

З аналізу ходу залежності на рис. 3 витікає, що максимальної міцності досліджувана суміш досягає на ~5 хвилині її обробки в паро-мікрохвильовому середовищі після чого монотонно знижується. Тобто, наявність максимуму підтверджує висновки, які попередньо були зроблені за

даними роботи [23]. При цьому, згідно з зображенням на рис. 2 характер механізму руйнування такої суміші на 4...5 хвилині обробки змінюється зі змішаного (когезійно-адгезійного) до когезійного.

Зміна характеру руйнування ПРС, структурованої в паро-мікрохвильовому середовищі, від адге-

зійного до когезійного можливо пояснити вірогідною різницею в ході залежностей адгезійної та когезійної міцності структурованої ПРС від тривалос-

ті впливу на них мікрохвильового випромінювання за ПМЗ-процесом (див. рис. 4).

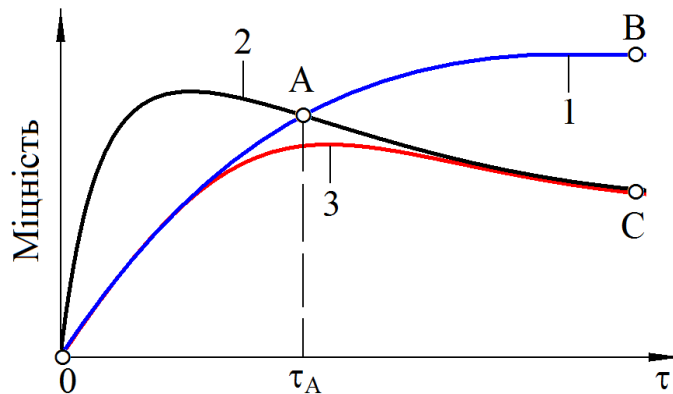


Рисунок 4 – Залежності міцності (1 – адгезійної, 2 – когезійної, 3 – загальної) структурованої ПРС від тривалості її обробки в паро-мікрохвильовому середовищі випромінюванням

Відповідно до схеми на рис. 4, на початку обробки мікрохвильовим випромінюванням когезійна міцність структурованої ПРС перевищує її адгезійну міцність, що пояснює адгезійний механізм руйнування структурованої ПРС. Через час τ_A , ймовірно, зі збільшенням ступенем дегідратації рідкого скла в манжетах структурованої ПРС, величина адгезійної та когезійної міцності стають однаковими або близькими одна до одної (див. точку A на рис. 4) і руйнування її набуває змішаного характеру.

Зі збільшенням тривалості обробки адгезійна (див. A-B на рис. 4) та когезійна (див. A-C на рис. 4) міцність продовжують змінюватись. При цьому адгезійна міцність монотонно підвищується прагнучи до певної межі, а когезійна міцність – зменшується до певної межі. В результаті цього через час τ_A адгезійна міцність перевищує когезійну і, від-

повідно, руйнування структурованої ПРС проходить виключно за когезійним механізмом.

Висновки. Не залежно від вмісту рідкого скла в структурованій ПРС характер її руйнування залежить від часу паро-мікрохвильової обробки, який зі збільшенням часу обробки змінюється від адгезійного до змішаного і когезійного.

Відповідно до розробленого опису механізму руйнування перехід від адгезійного до когезійного механізму руйнування, вірогідно, викликано характером ходу залежності підвищення в часі як адгезійної міцності в системі кварц-рідке скло, так і когезійної міцності рідкого скла в манжетах суміші. Виходячи з цього можливо констатувати, що зміна когезійної міцності рідкого скла у часі при мікрохвильовій обробці має екстремальний характер і, вочевидь, зумовлена ступенем полімеризації силікату натрію з рідкого скла під час його дегідратації.

Бібліографічний опис

1. Гримзин И.А., Пономаренко О.И., Мариненко Д.В., Евтушенко Н.С. Исследование процесса сушки гипсовых форм. *Металл и литее Украины*. 2017. № 2-3 (285-286). С. 41-44.
2. Дворкін Л.Й. Будівельні в'язучі матеріали. Рівне: НУВГП, 2019. 622 с.
3. Мазурак Т.А. Наномодифіковані портландцементні композиції та швидкотверднучі бетони на їх основі. дис. ... канд. тех. наук: 05.23.05 /Національний університет «Львівська політехніка». Львів, 2017. 213 с.
4. Крутилин А.Н., Гуминский Ю.Ю., Русевич О.А. Повышение эффективности использования жидкостекольных смесей. Ч. 4. Комбинированное упрочнение. *Литее и металлургия*. 2018. №4 (93). С. 38-44.
5. Федотов А.А., Вахнина Т.Н., Титуни А.А., Свиридов А.В. Исследование влияния стабилизаторов на свойства карбамидоформальдегидного связующего и фанеры ФК. *Лесотехнический журнал*. 2020. № 1. С. 136-143.
6. Демчук Ю.Я. Бітуми, модифіковані смолами, одержаними з фенольної фракції кам'яновугільної смоли. дис. ... докт. филос.:161 – хімічні технології та інженерія 16 – хімічна та біоінженерія / Національний університет «Львівська політехніка». Львів, 2020. 213 с.
7. Ищенко С.С., Придатко А.Б., Новикова Т.И., Лебедев Е.В. Взаимодействие изоцианатов с водными растворами силикатов щелочных металлов. *Высокомолекулярные соединения. Серия А*. 1996. Т. 38, № 5. С. 786-791.

8. Скачкова В.К., Грачев А.В., Шаулов А.Ю., Берлин А.А. неорганические полимеры на основе силикатов натриевого жидкого стекла. Особенности поликонденсации силикатов. *Химическая физика*. 2019. Т. 38. № 9. С. 78-82.
9. Корнеев В.И., Данилов В.В. Растворимое и жидкое стекло. СПб: Стройиздат, 1996. 216 с.
10. Римар Т.Е. Розробка наукових основ НВЧ-технології композиційних матеріалів для теплоізоляції на основі рідинного скла. дис. ... докт. тех. наук: 05.23.05 / Український державний університет залізничного транспорту. Харків, 2021. 415 с.
11. Походня И.Т., Лихачев Л.И., Чмеленко В.Д. Жидкостекольные смеси на ошелаченных песках. *Литейное производство*. 1969. № 10. С. 35.
12. Stachowicz M., Granat K., Pałyga Ł. Effect of Sand Wetting on Physically Hardened Moulding Sands Containing a Selected Inorganic Binder. Part 2. *Archives of foundry engineering*. 2016. Vol.16, Issue 1. Pp. 79-84.
13. Дан Л.А., Трофимова Л.А., Шепилов В.А., Дан Е.Л. Повышение прочностных свойств сырых песчано-глинистых формовочных смесей путем электромагнитной обработки воды. *Вісник приазовського державного технічного університету*. 2012. № 24. С. 143-147.
14. Фесенко А.Н., Фесенко М.А., Федоров Н.Н. Влияние влажности и зернистости песка на основе кварца на свойства песчано-глинистой формовочной смеси. *Научный вестник ДГМА*. 2017. №1 (22). С. 104-111.
15. Рагимова К.Э. Промышленное испытание противоположных свойств формовочных и стержневых смесей с техногенными отходами. *Системные технологии*. 2015. № 4(99). С. 49-55.
16. Илларионов И.Е., Петрова Н.В. Жидкостекольные смеси, отверждаемые продувкой углекислым газом. *Труды Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева*. 2011. № 2(87). С.208-213.
17. Лясс А.М. Быстротвердеющие формовочные смеси. М.: Машиностроение, 1965. 329 с.
18. Васин Ю.П., Васина З.М. Адгезионные свойства поверхности зёрен кварцевого песка. *Вопросы теории и технологии литейных процессов*. Челябинск: ЧПИ, 1981. С.3-6.
19. Великанов Г.Ф., Бречко А.А. Формовочные и стержневые смеси с заданными свойствами. Л.: Машиностроение, 1982. 214 с.
20. Зыков А.П., Минаев Г.И. Механизм формирования прочностных свойств песчано-смоляных образцов из горячеплакированных смесей. *Литейное производство*. 1984. №1. С. 15-16.
21. Жуковский С.С. Прочность литейной формы. М.: Машиностроение, 1989. 288 с.
22. Жуковский С.С., Кузнецов Д.А. Упрочнение холоднотвердеющих смесей силанами. *Литейное производство*. 1984. №9. С. 18-19.
23. Гуляев Б.Б. Формовочные процессы. Л.: Машиностроение, 1987. 264 с.
24. Спосіб виготовлення ливарних форм і стрижнів з рідко скляної суміші: пат. 122538 Україна: МПК В22С 9/10, 9/12. № а 201901350; заявл. 11.02.2019; опубл. 25.11.2020, Бюл. № 22. 7с.
25. Солоненко Л.І., Реп'ях С.І., Узлов К.І., Усенко Р.В. Міцність піщано-рідкоскляної суміші, яка структурована способом паро-мікрохвильового затвердіння. *Теорія і практика металургії*. 2019. №6. С. 41-48.
26. Solonenko L., Repiakh S., Uzlov K., Kimstach T. Crushing character of sand-sodium-silicate mixtures structured by steam-microwave treatment. *Proceeding of Odessa Polytechnic University*. 2020. № 3(62). Pp. 5-13.

References

1. Grimzin I.A., Ponomarenko O.I., Marinenko D.V., Evtushenko N.S. Study of the drying process of gypsum molds. *Metal and casting of Ukraine*. 2017. No. 2-3 (285-286). Pp. 41-44.
2. Dworkin L.Y. Building binders. Rivne: NUVHP, 2019. 622 p.
3. Mazurak T.A. Nano modified Portland cement compositions and quick-hardening concretes based on them. thesis ... candidate technical Sciences: 05.23.05 /National University "Lvov Polytechnic". Lvov, 2017. 213 p.
4. Krutylin A.N., Huminsky Yu.Yu., Rusevich O.A. Increasing the efficiency of the use of liquid glass mixtures. Part 4. Combined hardening. *Casting and metallurgy*. 2018. No. 4 (93). Pp. 38-44.
5. Fedotov A.A., Vakhnina T.N., Titunin A.A., Sviridov A.V. Study of the effect of stabilizers on the properties of urea-formaldehyde binder and FK plywood. *Forestry magazine*. 2020. No. 1. Pp. 136-143.
6. Demchuk Yu.Ya. Bitumens modified with resins obtained from the phenolic fraction of coal tar. thesis ... Dr. philos.:161 – chemical technologies and engineering 16 – chemical and bioengineering / Lviv Polytechnic National University. Lviv, 2020. 213 p.
7. Ishchenko S.S., Pridatko A.B., Novikova T.I., Lebedev E.V. Interaction of isocyanates with aqueous solutions of alkali metal silicates. *High molecular weight compound*. Series A. 1996. Vol. 38, No. 5. Pp. 786-791.

8. Skachkova V.K., Grachev A.V., Shaulov A.Yu., Berlin A.A. Inorganic polymers based on sodium liquid glass silicates. Features of polycondensation of silicates. *Chemical physics*. 2019. Vol. 38. No. 9. Pp. 78-82.
9. Korneev V.Y., Danilov V.V. Soluble and liquid glass. St. Petersburg: Stroyizdat, 1996. 216 p.
10. Rymar T.E. Development of scientific foundations of microwave technology of composite materials for thermal insulation based on liquid glass. thesis ... Dr. technical Sciences: 05.23.05 / Ukrainian State University of Railway Transport. Kharkiv, 2021. 415 p.
11. Pokhodnya I.T., Lykhachev L.Y., Chmelenko V.D. Liquid glass mixtures on alkali sands. *Foundry production*. 1969. No. 10. Pp. 35.
12. Stachowicz M., Granat K., Pałyga Ł. Effect of Sand Wetting on Physically Hardened Moulding Sands Containing a Selected Inorganic Binder. Part 2. *Archives of foundry engineering*. 2016. Vol. 16, Issue 1. Pp. 79-84.
13. Dan L.A., Trofimova L.A., Shepilov V.A., Dan E.L. Improving the strength properties of raw sand-clay molding sands by electromagnetic water treatment. *Bulletin of the Azov State Technical University*. 2012. No. 24. Pp. 143-147.
14. Fesenko A.N., Fesenko M.A., Fedorov N.N. Influence of humidity and granularity of sand based on quartz on the properties of sand-clay sand. *Scientific Bulletin of the DSEA*. 2017. No. 1 (22). Pp. 104-111.
15. Ragimova K.E. Industrial testing of non-stick properties of molding and core sands with industrial waste. *System technologies*. 2015. No. 4(99). Pp. 49-55.
16. Illarionov I.E., Petrova N.V. Liquid glass mixtures cured by blowing with carbon dioxide. *Proceedings of the Nizhny Novgorod State Technical University R.E. Alekseev*. 2011. No. 2(87). Pp. 208-213.
17. Lyass A.M. Fast hardening sands. M.: Mashinostroenie, 1965. 329 p.
18. Vasin Yu.P., Vasina Z.M. Adhesive properties of the surface of grains of quartz sand. Questions of the theory and technology of foundry processes. Chelyabinsk: ChPI, 1981. Pp. 3-6.
19. Velikanov G.F., Brechko A.A. Molding and core mixtures with specified properties. L.: Mashinostroenie, 1982. 214 p.
20. Zykov A.P., Minaev G.I. Mechanism of formation of strength properties of sand-resin specimens from hot-clad mixtures. *Foundry production*. 1984. No. 1. Pp. 15-16.
21. Zhukovsky S.S. Mold strength. M.: Mashinostroenie, 1989. 288 p.
22. Zhukovsky S.S., Kuznetsov D.A. Strengthening of cold hardening mixtures with silanes. *Foundry*. 1984. No. 9. Pp. 18-19.
23. Gulyaev B.B. Molding processes. L.: Mashinostroenie, 1987. 264 p.
24. A method for preparing liver forms and shearings with a rare glass sumish: Pat. 122538 Ukraine: MPK V22S 9/10, 9/12. No. a 201901350; dec. 02/11/2019; publ. 11/25/2020, Bull. No. 22. 7p.
25. Solonenko L.I., Rep'yakh S.I., Uzlov K.I., Usenko R.V. Mitsnist of food-red-glass sumishi, as it is structured by the method of steam-microfibre hardening. Theory and practice of metallurgy. 2019. №6. pp. 41-48.
26. Solonenko L., Repiakh S., Uzlov K., Kimstach T. Crushing character of sand-sodium-silicate mixtures structured by steam-microwave treatment. *Proceeding of Odessa Polytechnic University*. 2020. № 3(62). Pp. 5-13.

УДК 669.017:621.78:539.4:621.771.29

<https://doi.org/10.34185/tpm.1.2022.07>

Вакуленко І. О., Болотова Д. М., Перков О. М., Плітченко С. О.

Вплив гарячої деформації на структуру аустеніту вуглецевої сталі

Vakulenlo I. Alex., Bolotova D., Perkov O., Plitchenko S.

Effect the hot deformation on austenite structure of the carbon steel

Мета. Визначення впливу температури і ступеня гарячої пластичної деформації на розвиток збіркової рекристалізації аустеніту вуглецевої сталі. *Методика.* В якості матеріалу для досліджень використані вуглецевої сталі з концентрацією вуглецю 0,55 і 0,65%, що відповідають максимальному і мінімальному значенню в межах марочного складу для суцільнокатаних залізничних коліс. Кількість інших хімічних елементів відповідає вимогам нормативної документації на залізничні колеса. Зразки для досліджень мали форму циліндрів діаметром 20 та висотою 40 мм. Різну ступінь пластичної деформації отримували при стисненні зі швидкістю деформації порядку 10^{-3} с^{-1} . Для нагріву зразків до температур гарячого обтиснення використані нагрівальні електричні печі камерного типу. При нагріві зразків здійснені заходи, що запобігають окисненню та локальному зниженню концентрації атомів вуглецю на їх поверхнях. Після термічної обробки зразків та механічної підготовки поверхні, виявлення структури аустеніту здійснювали з використанням травника на основі суміші розчинів з соляної та пікринової кислот. Структуру сталей досліджували під світловим мікроскопом. Розмір зерна аустеніту визначали за методиками кількісної металографії. *Результати.* Дослідженням структури вуглецевої сталі визначено, що за умов підвищення температури відпалу, виникнення структурної неоднорідності аустеніту обумовлено зміною механізму розвитку збіркової рекристалізації. Починаючи від 10% гарячого обтискування, пропорційно ступеню пластичної деформації, розвиток збіркової рекристалізації за механізмом руху великокутових меж приводить до подібнення зерна аустеніту і формуванню однорідної структури. При ступенях гарячої деформації менш ніж 10%, щільності дислокацій недостатньо для формування зародку для розвитку збіркової рекристалізації за механізмом руху великокутових меж. В результаті значно швидше відбудеться рекомбінація дислокацій в зернах гарячедеформованого аустеніту, що призведе до розділення зерен на окремі фрагменти. Їх розмір буде визначатися щільністю дислокацій, що введени за гарячого обтискування. Куті разорієнтації між фрагментами мають проміжні значення між межами з великими кутами разорієнтації та субмежами, що визначає їх низьку мобільність. Для такої структури розвиток збіркової рекристалізації в аустеніті буде відбуватися за механізмом розчинення меж зерен. В результаті, виникає значна неоднорідність структури аустеніту, що визначається різницею в розмірах між сусідніми зернами до декількох разів. *Наукова новизна.* В залежності від умов гарячого обтискування вуглецевої сталі, визначене значення пластичної деформації, що розділяє розвиток збіркової рекристалізації аустеніту за якісно різними механізмами. За низького значення гарячого обтискування, коли щільності дислокацій недостатньо для формування зародка збіркової рекристалізації за механізмом руху великокутових меж, відбувається зростання зерен аустеніту за механізмом розчинення меж зерен. *Практична значущість.* Визначення впливу температури і ступеня гарячої пластичної деформації на механізм розвитку збіркової рекристалізації, дозволить оптимізувати технологію обтискування заготовки суцільнокатаного залізничного колеса.

Ключові слова: сталь, температура, деформація, аустеніт, розмір зерна, збіркова рекристалізація.

Purpose. Determination influence temperature and degree of hot plastic deformation carbon steel on the development secondary recrystallization of the austenite. **Methodology.** The carbon steels with a concentration of carbon by 0.55 and 0.65%, which correspond to the maximum and minimum values within the brand composition for all-rolled railway wheels, were used as material for the research. The number of other chemical elements met requirements of the documentation for railway wheels. The samples for research had the form of cylinders with a diameter of 20 and a height of 40 mm. Different degrees of plastic deformation were obtained during compression with a deformation rate of 10^{-3} s^{-1} . Chamber-type electric heating furnaces were used to heat the samples to temperatures of the hot pressing. When heating samples, measures are taken to prevent oxidation and a local decrease concentration of the carbon atoms on their surfaces. After heat treatment of the samples and mechanical preparation of the surface, detection of the structure of austenite was carried out using the etching based on a mixture of solutions hydrochloric and picric acids. The structure of the steels was investigated under a light microscope. The size of the austenite grain was determined by the methods of quantitative metallographic. **Findings.** The study structure of the carbon steel determined that under conditions of increasing the annealing temperature, the occurrence of structural heterogeneity of the austenite is caused by a change at mechanism of the development secondary recrystallization. Starting from 10% of hot pressing, in proportion to the degree of plastic deformation, development secondary recrystallization by the mechanism of movement of the large-angle boundaries leads to grinding of the austenite grain and the formation of a homogeneous structure. At degrees of hot deformation less than 10%, the density of dislocations is not enough to form a nucleus for the development secondary recrystallization by the mechanism of movement of the large-angle boundaries. As a result, recombination of the dislocations in grains of hot deformed austenite will occur much faster, which will lead to the separation of grains into fragments. Their size will be determined by the density of dislocations introduced during hot pressing. Disorientation at angles between fragments have intermediate values between boundaries with large disorientation angles and subboundaries, which determines their low mobility. For such a structure, development of the secondary recrystallization in austenite will occur by the mechanism of grain boundary dissolution. As a result, there is significant heterogeneity structure of the austenite, which is determined by the difference in sizes between neighboring grains up to several times. **Originality.** Depending on the conditions of hot pressing of the carbon steel, the value of plastic deformation is determined, which separates development the secondary recrystallization of the austenite by qualitatively different mechanisms. At a low value of hot deformation, when the density of dislocations is not sufficient for the formation of a nucleus of the secondary recrystallization by the mechanism movement of the large-angle boundaries, the growth austenite grains occurs by the mechanism of dissolution of the grain boundaries. **Practical value.** Determining effect temperature and degree of hot plastic deformation on the mechanism of the development secondary recrystallization will allow to the optimize tech-

Вакуленко І. О. – д.т.н., УДУНТ
Болотова Д. М. – ДПЗЛ
Перков О. М. – к.т.н., ІММ НАНУ
Плітченко С. О. к.т.н., УДУНТ

Vakulenlo I. – d.t.s., USUST
Bolotova D. – DPZL
Perkov O. – c.t.s.
Plitchenko S. – c.t.s., USUST

®

nology crimping the blank of the all-rolled railway wheel.

Keywords: steel, temperature, deformation, austenite, grain size, secondary recrystallization.

Вступ.

За певного співвідношення температури, швидкості та ступеня пластичної деформації, одночасно зі зміцненням, в вуглецевих сталях мають розвиток процеси пом'якшення [1-2]. Формування структури аустеніту в процесі гарячого обтискування сталі в значній ступені визначається співвідношенням в розвитку процесів деформаційного зміцнення та пом'якшення після завершення деформації [3, 4]. За високих температур, коли швидкість процесів пом'якшення в аустеніті перевищує приріст міцності від пластичної деформації, досягаються умови розвитку динамічного пом'якшення. Комплекс властивостей металу після такої деформації мало відрізняється від недеформованого стану. В той же час, за відносно невисоких гомологічних температур обтискування, зниження швидкості розвитку процесів пом'якшення може сприяти збереженню частини ефекту деформаційного зміцнення, що набуватиме визначеного відбитку на структурному стані аустеніту. Формування структури аустеніту за таких умов є одним із напрямків підвищення комплексу властивостей вуглецевих сталей, особливо для виробів, що складаються з елементів великих перетинів [4].

Загальний вигляд залежності діючого напруження від ступеня гарячої пластичної деформації обумовлений якісними відмінностями в розвитку процесів структурних перетворень. Враховуючи зміну фазового складу вуглецевих сталей в залежності від температури нагріву, розвиток процесів структурних перетворень буде визначатися домінуючим впливом від окремої фази, її морфології або сумарним результатом для багатозафазної системи [3]. В загальному вигляді, для вуглецевих сталей в аустенітному стані ефективною перешкодою поширенню пластичної течії є межі зерен та субзерен. При цьому, величина приросту напруження є пропорційною величині опору межі зерна аустеніту розповсюдженню пластичної деформації, що в свою чергу визначається залежністю від низки визначених чинників. Головними, з яких є опір кристалічній решітці аустеніту переміщенню дислокацій, розташування та загальна щільність дислокацій, кількість меж зерен, що зустрічаються на шляху їх руху, тощо [5]. На підставі цього, співвідношення між приростом кількості дефектів кристалічної будови в процесі гарячого обтискування вуглецевої сталі і ступенем їх анігіляції до початку примусового охолодження, буде мати вирішальний вплив на формування кінцевого структурного стану аустеніту. В процесі подальшого охолодження, наприклад, визначеного елемента залізничного колеса, наслідування структурного стану аустеніту набуватиме вирішального значення при розвитку процесу перлітного перетворення. На підставі цього, додаткові дослідження, що спрямовані на пояснення спільного впливу температури та ступеня гарячої пластичної деформації вуглецевої сталі на

формування структури аустеніту, слід розглядати як одну із складових технології виготовлення суцільнокатаних залізничних коліс.

Аналіз літературних джерел.

Особливості формування структури в результаті гарячого обтиснення металевого матеріалу в загальному вигляді, можуть бути зведені до виконання певного співвідношення між двома конкуруючими процесами: динамічного зміцнення та пом'якшення. У переважній більшості випадків практично повна відсутність наслідків від розвитку процесів деформаційного зміцнення обумовлена суттєвим перебільшенням впливу процесів динамічного пом'якшення.

Як і для більшості сортamentу металопрокату, процес виготовлення суцільнокатаних залізничних коліс, здійснюється не за умов безперервного обтиснення заготовки, а в декілька послідовних етапів. Крім відносно високої швидкості пластичної деформації, кожен поодинний обтиснення заготовки розділяються певною технологічною витримкою в ізотермічних умовах. Тривалість витримки обумовлена транспортуванням заготовки на потрібний агрегат гарячого обтиснення. На підставі цього, формування кінцевої структури аустеніту протягом гарячої деформації залежатиме від певного чергування розвитку процесів структуроутворення за динамічних та статичних умов. Незважаючи на відносно складну схему гарячої пластичної деформації на різних етапах обтиснення заготовки залізничного колеса, механізм формування структури аустеніту в загальному вигляді може бути представлений як чергування розвитку процесів зміцнення та пом'якшення металу. При цьому, визначеного значення набувають процеси дифузійного масопереносу під час технологічної паузи між обтисненнями. За аналогією з процесами структурних перетворень, що набувають визначеного розвитку при нагріві деформованого металу, структурні зміни під час гарячої пластичної деформації обумовлені також розвитком у певній послідовності: динамічними поверненням, полігонізацією та рекристалізацією. Загалом, основу ефекту пом'якшення аустеніту становлять процеси, що спрямовані на зниження накопиченої кількості дефектів кристалічної будови в результаті пластичної деформації вуглецевої сталі. З іншого боку, зниження кількості дефектів, насамперед дислокацій, може бути досягнуто розвитком якісно різних процесів. Як і при розвитку первинної рекристалізації, переміщення меж зерен з великими кутами розорієнтації за збіркової рекристалізації дозволяє не тільки додатково знизити накопичену щільність дислокацій, але і привести до повної заміни кристало-геометричних характеристик деформованого металу. Інший процес пом'якшення деформованого металу заснований на розвитку рекомбінації сформованої дислокаційної структури. Зазначений процес передбачає переміщення як окремих дис-

локацій, так і цілих дислокаційних угруповань. В результаті виходу дислокацій на межі зерен аустеніту, відбувається зниження накопиченої щільності дислокацій. Більше того, у процесі переміщення дислокацій неодмінно відбувається формування всередині зерен аустеніту додаткових меж розділу, з більш низькою власною енергією та складнішою будовою (субмеж), в порівнянні з межами зерен з великими кутами разорієнтації. Враховуючи залежність ступеня опору субмеж руху дислокацій від їх будови, кута разорієнтації та інших чинників, остаточний ефект пом'якшення металу передбачити достатньо складно. Дійсно, якщо за гарячої пластичної деформації, формування субмеж відбувається одночасно з безперервним введенням дислокацій, а енергії дислокації недостатньо для подолання субмеж, сумарний ефект за характером свого впливу на властивості металу буде подібним зміцненню. З огляду на це, слід очікувати впливу розміру субзерна на формування структури аустеніту після завершення гарячого обтиснення. Дійсно, в залежності від умов гарячої пластичної деформації, вплив від формування субструктурних елементів може мати якісно різний вплив на кінцеву структуру аустеніту. За умов, коли темп приросту щільності дислокацій відносно невеликий, рекристалізація дислокацій при формуванні субмеж встигає відбутися без помітного розвитку процесів анігіляції дислокацій. В цьому випадку, утворення субструктурних елементів, з великою вірогідністю, буде супроводжуватися без ефекту пом'якшення деформованого аустеніту. Якісно інший механізм структурних змін спостерігається при збільшенні розміру субзерен або «рекристалізація на місці» [6]. Внаслідок переміщення дислокацій від внутрішніх осередків субзерен до периферійних ділянок відбувається поступове зростання кута разорієнтації між сусідніми субзернами. На підставі цього, пропорційно розміру субзерна слід очікувати зростання ефекту пом'якшення металу. Підтверджується наведене положення відомими експериментальними даними [7]. Одночасно зі зростанням кута разорієнтації між сусідніми мікрооб'ємами, відбувається очищення металу від значної кількості хаотично розташованих дислокацій та практично повна зміна параметрів примусової орієнтації гаряче деформованого стану. У разі розвитку «рекристалізації на місці», зростання субзерен в аустеніті супроводжується збереженням значної частини текстури пластично деформованого металу [3]. На підставі цього, зміна або послідовний розвиток процесів структурних перетворень за різних механізмів, може якісно змінювати структурний стан аустеніту підчас гарячої пластичної деформації вуглецевої сталі. В результаті охолодження вуглецевої сталі, особливості внутрішньої будови аустеніту набувають визначеного відбитку на розвитку процесів перлітного перетворення. Дійсно, за детального аналізу мікроструктури гарячекатаних вуглецевих сталей визначене існування якісної залежності розміру перлітної колонії при повільному

охолодженні металу, від структурного стану аустеніту. Порівняно зі структурою вуглецевої сталі після відпалу, гаряча пластична деформація сприяє зростанню кількості перлітних колоній. Без спеціального роздільного врахування ступеня та швидкості гарячої пластичної деформації, виявлено існування слабкого кореляційного зв'язку між розмірами зерна аустеніту та перлітної колонії. Обґрунтування виникнення такого співвідношення засноване на зростанні ймовірності розвитку процесу фрагментації в середині зерна аустеніту зі збільшенням його розміру, після завершення гарячого обтиснення сталі [8]. За результатами досліджень [3] зроблено припущення, що сформовані межі розділу в середині зерен аустеніту повинні мати відмінності по значенням кутів разорієнтації від меж з великими і малими кутами разорієнтації. При цьому, розмір зазначених мікрооб'ємів і кутів разорієнтації між ними значною мірою визначатимуться щільністю дислокацій, що введені в метал за гарячого обтиснення. Наведене припущення має визначене пояснення. Поява внутрішніх меж розділу в зерні аустеніту насправді передбачає взаємний розворот кристалічних решіток між сусідніми фрагментами на кут, що є пропорційним щільності дислокацій. В результаті цього, виникаючих спотворень кристалічної решітки аустеніту повинно бути достатньо для порушення умов монотонного зростання перлітної колонії при охолодженні металу. На підставі цього, розмір фрагменту в зерні аустеніту повинен обмежувати зростання перлітної колонії. За високих ступенів гарячої пластичної деформації, картина якісно інша. Значний термодинамічний стимул розвитку збіркової рекристалізації за механізмом переміщення меж зерен з великими кутами разорієнтації, сприятиме формуванню однорідної структури аустеніту. Враховуючи, що межі зерен з великими кутами разорієнтації є місцями як зародження, так і анігіляції дислокацій, ступінь зниження кількості дислокацій у металі з дрібним зерном має бути вищою, ніж із великим. Висока чутливість процесів формування структури аустеніту до умов гарячого обтиснення, у більшості випадків ускладнює передбачення особливостей розвитку процесу перлітного перетворення. Про це свідчить розмаїття пояснень щодо механізму спадкової залежності розміру перлітної колонії від дисперсності структури аустеніту після гарячої пластичної деформації вуглецевої сталі.

Мета та завдання досліджень. Визначення впливу температури і ступеня гарячої пластичної деформації на розвиток збіркової рекристалізації аустеніту вуглецевої сталі.

Методика. В якості матеріалу для досліджень використані вуглецеві сталі з концентрацією вуглецю 0,55 і 0,65 %, що відповідають максимальному і мінімальному значенню в межах марочного складу для суцільнокатаних залізничних коліс. Кількість інших хімічних елементів відповідала вимогам нормативної документації на залізничні колеса. Зразки для досліджень мали форму циліндрів

діаметром 20 та висотою 40 мм. Різну ступінь пластичної деформації отримували при стисненні зі швидкістю деформації порядку 10^{-3} с^{-1} . Для нагріву зразків до температур гарячого обтиснення, використані нагрівальні електричні печі камерного типу. При нагріві зразків здійснені заходи, що запобігають окисленню та локальному зниженню концентрації атомів вуглецю на їх поверхнях. Після термічної обробки зразків та механічної підготовки поверхні, виявлення структури аустеніту здійснювали з використанням травника на основі суміші розчинів з соляної та пікринової кислот. Структуру сталей досліджували під світловим мікроскопом. Розмір зерна аустеніту визначали за методиками кількісної металографії.

Результати досліджень та їх обговорення. Загалом температурний інтервал розвитку процесів структурних змін, що засновані на дифузійному

масопереносі, для більшості металевих матеріалів визначається за співвідношенням:

$$T_P \sim K \cdot T_S, \quad (1)$$

де T_P – температура процесу, K – коефіцієнт, T_S – температура солідус за діаграмою стану залізо-вуглець [9]. В залежності від досліджуваних процесів, величина K приймає різні значення. При виборі температури гарячого обтиснення (T_D) коефіцієнт K за співвідношенням (1) для багатьох металевих матеріалів становить значення порядку 0,6 [3]. Враховуючи високу швидкість дифузійного масопереносу при температурі обтиснення заготовки залізничного колеса (1250 °С), доцільно окремо оцінити структурні зміни в аустеніті з різним вмістом вуглецю, за час нагріву заготовки для гарячої пластичної деформації. На рис. 1 наведена структура вуглецевої сталі з 0,55 % С після нагріву до різних температур.

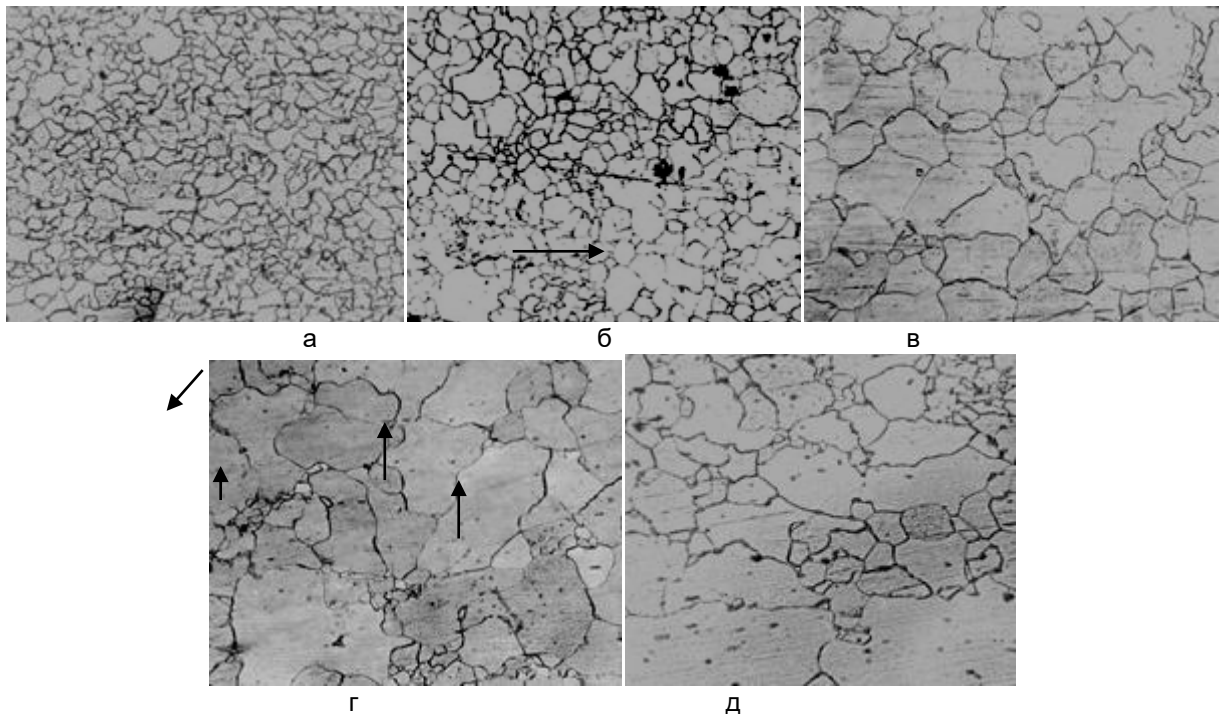


Рисунок 1. Вплив температури нагріву (а – 800, б – 850, в – 900, г – 950, д – 1000 °С) на структуру аустеніту сталі з 0,55 % С. Збільшення 100.

За аналізом структури можна визначити, що пропорційно температурі нагріву, цілком очікувано, середній розмір зерна аустеніту (d_A) збільшується. При нагріві до мінімальної температури досліджуваного інтервалу, спостерігається формування достатньо однорідної структури аустеніту (рис.1, а), з розміром зерна 40...50 мкм. На підставі цього слід вважати, що температури нагріву 800 °С ($K = 0,64$) має бути достатньо для формування рівномірної структури аустеніту, з відносно дрібним зерном. Пропорційно підвищенню температури нагріву, збільшується не тільки середній розмір зерна аустеніту, але і неоднорідність структури в цілому. Таким чином, обмеження по температурі нагріву заготовки може вирішити питання отримання рівномірної структури зерен аустеніту перед гарячим об-

тисненням. Однак, недостатня потужність обладнання для гарячого стиснення заготовки залізничного колеса є однією з головних причин підвищення температури пластичної деформації до 1250 °С. З іншого боку, враховуючи високу швидкість дифузійного масопереносу при температурі 800 °С, вже незначного підвищення температури повинно бути достатньо для прискорення розвитку збіркової рекристалізації і збільшення середнього розміру зерна аустеніту. Дійсно, підвищення температури нагріву до 850 °С ($K = 0,67$) супроводжується не лише збільшенням d_A приблизно в два рази, але й появою незначної кількості місць в структурі, з відсутніми фрагментами меж зерен (рис. 1, б, позначена стрілкою). Відсутність частини меж зерен можна розглядати як свідчення про початок зміни механі-

зму розвитку збіркової рекристалізації: пересування меж зерен або їх розчинення [3, 7]. З іншого боку, незначна кількість таких місць може свідчити про причини іншого походження, наприклад – виникнення явищ ліквідаційного походження. Дійсно, якщо відсутність фрагментів меж зерен аустеніту при температурі 850 °С відповідає моменту початку зміни механізму збіркової рекристалізації, то при більш високих температурах формування неоднорідної структури повинне отримати суттєвого прискорення. Аналіз структури після нагріву 900 °С (рис. 1, в) свідчить про подальший розвиток збіркової рекристалізації за механізмом руху меж зерен аустеніту. Підтверджує наведене положення формування достатньо однорідної структури аустеніту, з розміром зерна 90...110 мкм та формою, що наближується до поліедру. Хоча в інших об'ємах металу, середній розмір може бути декілька більшим (120...130 мкм), але структура все одно залишається достатньо однорідною. Таким чином, нагрів до температур 900 °С не приводить до зміни механізму збіркової рекристалізації, яка за ознаками відповідає механізму переміщення меж зерен з великими кутами разорієнтації [3]. При підвищенні температури нагріву до 950 °С, цілком очікуване прискорення процесів дифузійного масопереносу сприятиме збільшенню середнього розміру зерна аустеніту (рис. 1, г). В такій структурі, порівняно з температурою 900 °С, присутня більша кількість обірваних меж зерен (позначення стрілкою), що свідчить про відповідну частку розвитку рекристалізації аустеніту за механізмом розчинення меж зерен [7]. Нагрів металу до 1000 °С ($K = 0,76$), супроводжується відповідними змінами структури аустеніту (рис. 1, д). Пропорційно підвищенню температури нагріву, суттєво збільшується спроможність до розчинення окремих меж зерен, що обумовлене дією різноманітних чинників, починаючи від внутрішніх напружень, різної природи походження, до ліквідації хімічних елементів. В результаті витримки металу за температури 1000 °С, різниця в розмірах між сусідніми зернами може досягати до 4 і більше разів, складаючи інтервал від 350 до 80 мкм (рис. 1, д). Таким чином, структуру аустеніту сталі з 0,55 % С після нагріву до 800...900 °С можна вважати рівномірною, з відповідним середнім розміром зерна аустеніту. При цьому, механізм збіркової рекристалізації в значній мірі відповідає, переміщенню меж зерен. Досягається рівномірність структури завдяки практично однаковій швидкості руху меж зерен, що забезпечує їх переміщення на приблизно однакові відстані. В результаті одночасного зіткнення меж сусідніх зерен досягається рівномірність структури аустеніту, а форма зерен має вигляд випуклого багатокутника. Швидкість зростання середнього розміру зерна аустеніту буде значно меншою в порівнянні з механізмом розчинення меж зерен. Річ у тому, що абсо-

лютна швидкість переміщення меж зерна буде постійною і пропорційною в основному температурі нагріву. Відносна швидкість зростання розміру зерна, при збільшенні його абсолютного розміру, буде неухильно зменшуватися. Отже, чим більший розмір зерна, тим меншою буде відносна швидкість його зростання. Більше цього, за високих температур нагріву, пропорційно швидкості дифузійного масопереносу зростатиме ймовірність формування флуктуацій рушійної сили збіркової рекристалізації. В наслідок цього, стає дуже складно підтримувати однакову швидкість переміщення меж зерен в різних мікрооб'ємах металу, а з врахуванням текстури рекристалізації [7], стає взагалі неможливо. Таким чином, в разі розвитку збіркової рекристалізації за механізмом руху меж зерен, хоча форма зерен близька до випуклого багатокутника, все одно будуть формуватися осередки структури з визначеними ознаками неоднорідності. Збільшення розміру зерна за механізмом розчинення меж має свої відмінності. Так, розчинення меж між зернами приводить до, приблизно, подвійного збільшення розміру зерна. В результаті швидкість збільшення d_A буде значно більшою в порівнянні з механізмом руху меж зерен. Більше цього, розчинення меж приводить до формування зерен специфічної форми, завдяки викривленим межам (рис. 1, г). Підтверджують наведене положення ділянки структури аустеніту за витримок при температурі 950 °С, з повністю або частково відсутніми фрагментами меж зерен (позначення стрілкою, рис. 1, г). Аналогічні ділянки структури, зі ще більш характерними ознаками збіркової рекристалізації за механізмом розчинення меж зерен, спостерігаються за подальшим підвищенням температури нагріву (рис. 1, д). Таким чином, зі зростанням температури нагріву, зміна механізму збіркової рекристалізації є однією з основних причин виникнення структурної неоднорідності аустеніту вуглецевої сталі. В порівнянні зі сталлю з 0,55 % С, збільшення вмісту вуглецю до 0,65 % не привело до якісних змін в характері формування структури аустеніту під час нагріву до відповідних температур (рис. 2). Порівняльний аналіз d_A показав незначну зміну зі зростанням вмісту вуглецю сталі. Одночасно з цим, приріст вмісту вуглецю в сталі сприяє збільшенню структурної неоднорідності аустеніту, для досліджуваного інтервалу температур. Так, для сталі з 0,55 % С, коли при температурі 800 °С після відпалу формується відносно рівномірна структура зерен аустеніту (рис. 1, а), зростання вмісту вуглецю до 0,65 % супроводжується якісними змінами (рис. 2, а). Поруч із зернами розміром порядку 30 мкм існують ділянки аустеніту з d_A більшим за 150 мкм. Підвищення температури нагріву на 50 °С практично не відбулося на структурі аустеніту (рис. 2, б). Структурна неоднорідність та середній розмір зерна аустеніту

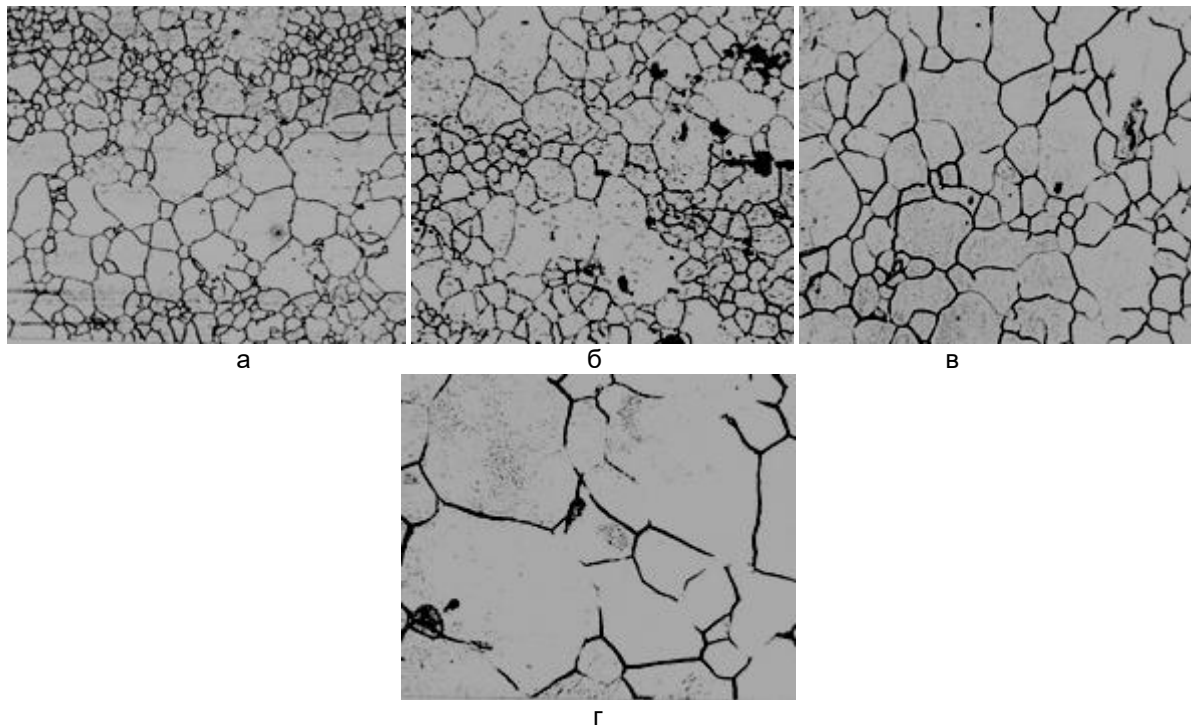


Рисунок 2. Вплив температури нагріву (а – 800, б – 850, в – 900, г – 950 °С) на структуру аустеніту сталі з 0,65 % С. Збільшення 100.

залишилися практично незмінними. Подальше збільшення температури супроводжується прогресуючим зростанням структурної неоднорідності аустеніту та середнього розміру зерна. Значення d_A за температур нагріву 950 і 1000 °С склали відповідно 300 (рис. 2, г) і 350 мкм. Таким чином, відмінності в d_A для сталей з різним вмістом вуглецю в більшій мірі пов'язані зі зміною механізму збіркової рекристалізації. З порівняльного аналізу структури аустеніту (рис. 1 та 2), за однакої температури нагріву, збільшення вмісту вуглецю в сталі сприяє розвитку збіркової рекристалізації за механізмом розчинення меж зерен. Таким чином, розвиток вказаного механізму збіркової рекристалізації є

однією з головних причин утворення структурної неоднорідності аустеніту в вуглецевих сталях. З іншого боку, якщо перлітне перетворення має визначену ступінь успадкування структурного стану аустеніту (рис. 3), то утворення структурної неоднорідності аустеніту за горячого обтіскування повинне набути певного значення. Дійсно, порівняно зі структурою перлітної колонії вуглецевої сталі після відпалу (рис. 4, а), гаряча пластична деформація набуває визначеного впливу на морфологію цементиту перліту, що підтверджується формуванням великої кількості колоній з нерегулярною будовою (рис. 4, б-г).

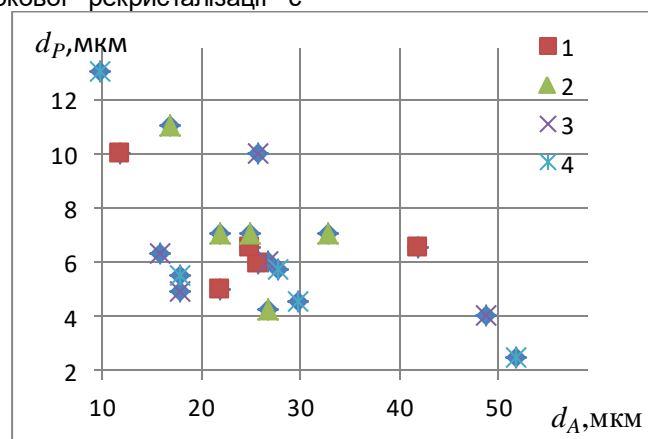


Рисунок 3. Співвідношення d_A-d_P в залежності від вмісту вуглецю (1 – 0,45; 2 – 0,47; 3 – 0,54; 4 – 0,56 % С) в гарячекатаних сталях за даними [13].

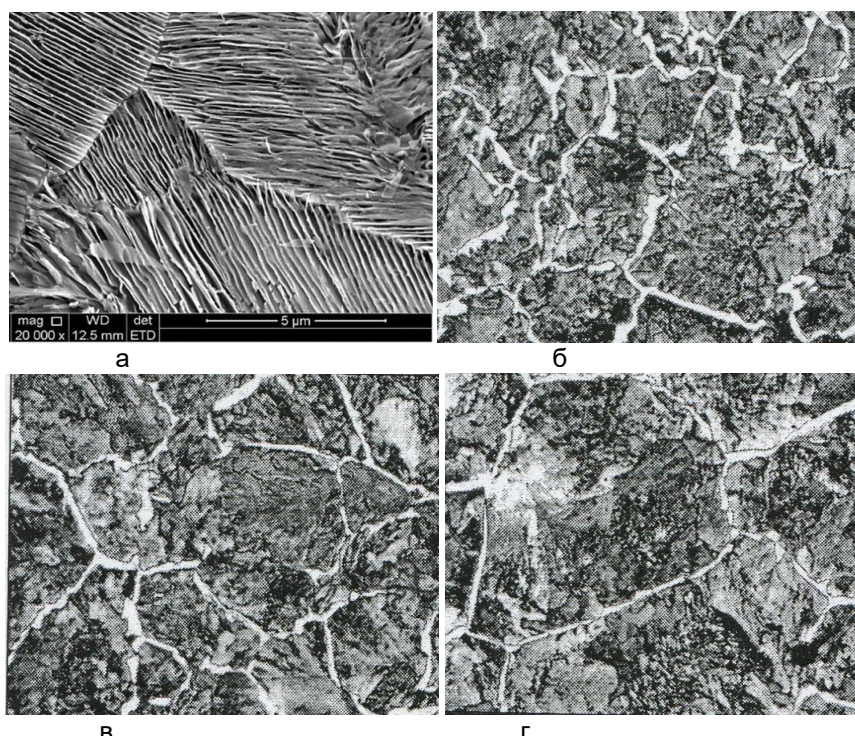


Рисунок 4. Структура сталі з 0,6 % С після відпалу (а) [14] та пластичної деформації (б – 10; в – 18; г – 50 %) при температурі 1240 °С [13]. Збільшення 150.

Середнє значення d_A укладається в інтервал 50...60 мкм. Підвищення температури обтиснення до 1100 °С, одночасно зі зростанням середнього розміру зерна, призводить до формування структури з певним ступенем неоднорідності (рис. 5, б). Присутність у структурі сталі зерен аустеніту зі значними відмінностями у розмірі слід розглядати як свідчення про початок розвитку збіркової рекристалізації за механізмом розчинення меж [6]. Це підтверджується відсутністю окремих фрагментів в межах зерен (рис. 5, б, позначення стрілкою). Враховуючи, що пропорційно d_A , зростає можливість формування флуктуації щільності дислокацій, навіть за невеликих пластичних деформацій, розпад рівномірного розподілу дислокацій на періодичні структури в середині зерна цілком виправдано [8]. В результаті подальшої рекомбінації дислокацій відбувається не тільки розділ зерна аустеніту на фрагменти, з кутами разорієнтації відмінними від значень звичайних меж зерен, але й зміна рівня мікронапружень. В результаті такі межі будуть володіти кутами разорієнтації, що мають проміжні значення для меж з великими і малими кутами [3], а розмір самих фрагментів залежатиме від накопиченої щільності дислокацій гарячого обтиснення. Наведена схема пояснює формування структурної неоднорідності аустеніту, яка неминуче буде успадкована при охолодженні перлітною структурою вуглецевої сталі (рис. 4). В результаті, рівень пластичності сталі та її тріщиностійкість матимуть певну залежність від рівномірності структури аустеніту в цілому [10]. Порівняльний аналіз характеру формування структури аустеніту при відпалі (рис. 1 і 2) і в результаті гарячого обтиснення на 10 %

(рис. 5), окрім суттєвої подоби, свідчить про існування певних відмінностей. Для сталей після гарячого обтиснення, практично для всього досліджуваного інтервалу температур зберігається незмінність форми зерен аустеніту і відсутність ознак пластичної деформації. Наведена структура є результатом одночасного впливу високої температури та недостатнього ступеня пластичної деформації (10 %) для ефективного розвитку рекристалізації за механізмом переміщення меж зерна аустеніту.

Якщо розглядати абсолютні значення d_A , простежується, як і при відпалі (рис. 1 і 2), аналогічний характер впливу вмісту вуглецю в сталі. Середній розмір зерна аустеніту для сталі з 0,65 % С перевищує d_A , для однакових температур гарячого обтиснення сталі з 0,55 % С (рис. 5). Якщо порівнювати структури після зазначеного обтиснення, наприклад, при температурі 950 °С виявляється, що тільки підвищення концентрації вуглецю в аустеніті на 0,1 % призводить до приросту розміру зерна аустеніту приблизно на 30 % (рис. 5). Разом з цим, спостерігається збільшення неоднорідності структури аустеніту в цілому (рис. 5, в, г). Причиною цього є зростання стимулу розвитку збиральної рекристалізації за механізмом розчинення меж зерен, при підвищенні вмісту вуглецю в сталі. Порівняно з детальним аналізом характеру формування структури аустеніту при відпалі та гарячому обтисненні на 10 %, набуває певного практичного інтересу аналіз кінетики зміни середнього розміру зерна від температури та величини гарячої пластичної деформації. На рис. 6 представлена залежність d_A від вмісту вуглецю в сталі, температури та

ступеня гарячого обтиснення. Аналіз наведених залежностей свідчить, що за постійної температури, збільшення ступеня пластичної деформації супроводжується цілком очікуваним диспергуванням структури аустеніту. Враховуючи, що початковий

ступінь пластичної деформації перевищує критичне значення для початку розвитку рекристалізації за механізмом переміщення меж зерен [6], характер залежності d_A є цілком виправданим [7]. Для пояснення впливу вмісту

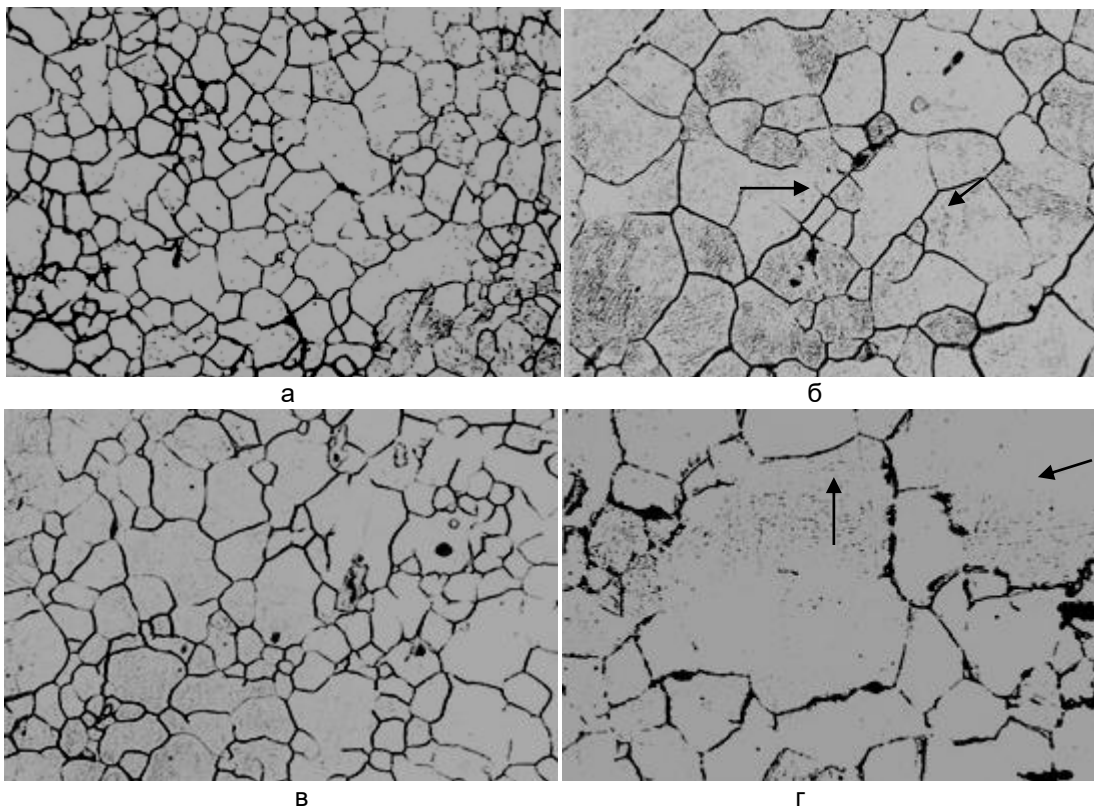


Рисунок 5. Вплив вмісту вуглецю в сталі (0,55 – а, б; 0,65 % С – в, г) і температури (950 – а, в; 1100 °С – б, г) гарячої деформації 10 % на структуру аустеніту. Збільшення 100.

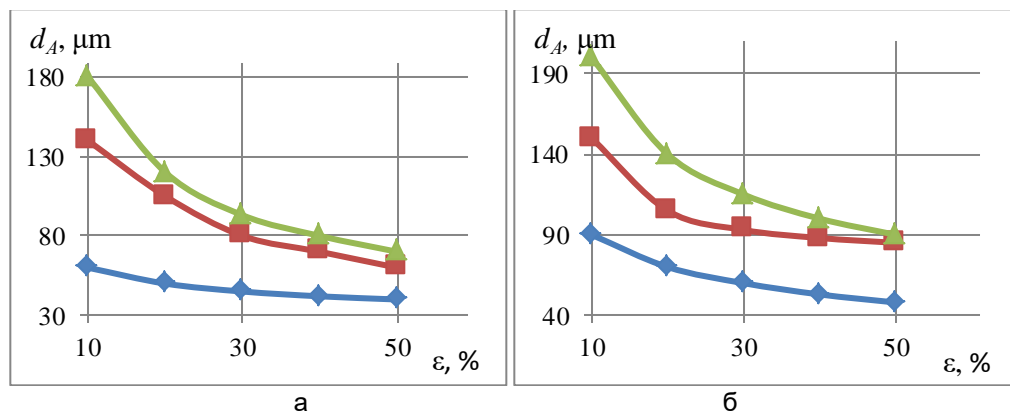


Рисунок 6. Залежність розміру зерна аустеніту від вмісту вуглецю (0,55 – а та 0,65 % С – б), ступеня (ϵ) та температури обтиснення сталі (♦ – 950; ■ – 1100; ▲ – 1150 °С).

вуглецю сталі на розмір зерна аустеніту, скористаємося співвідношенням (1) для оцінки температури початку рекристалізації. За результатами [11] величину K слід прийняти рівною 0,4:

$$T_R \sim 0,4 T_S, \quad (2)$$

де T_R – температура початку розвитку рекристалізації. З урахуванням зниження T_S , за діаграмою стану залізо-вуглець [9], збільшення вмісту вуглецю сталі від 0,55 до 0,65 % С, призведе до відповідного зниження T_R приблизно на 30...40 °С,

що підтверджується структурою аустеніту (рис. 5). Незмінність форми зерен аустеніту (рис. 5) і характеру залежності розміру зерна аустеніту від ступеня деформації (рис. 6), вказують на практично повне завершення збірної рекристалізації. З іншого боку, висока чутливість швидкості зростання зерен аустеніту до температури та ступеня гарячої деформації [6] може бути використана для диспергування структури зерен. За постійної швидкості пластичної деформації, подрібнення структури

можна досягти від збільшення ступеня пластичної деформації або зниження температури гарячого стиснення металу. Незмінність технології обтиснення заготовки залізничного колеса виключає можливість зміни ступенів деформації на пресовому обладнанні. Виходячи з цього, температура стиснення залишається одним із можливих технологічних параметрів для зміни структури аустеніту, що підтверджується рис. 5. З метою визначення характеру розвитку процесів формування структури аустеніту під час гарячого обтиснення, використані дані рис. 6. Загалом, зміна розміру зерна аустеніту від ступеня деформації для певної температури, підпорядковується співвідношенню [11]:

$$F = A\varepsilon^{-n}, \tag{3}$$

де F – площа зерна, $d = k\sqrt{F}$, k – коефіцієнт форми зерна, d – розмір зерна, ε – ступінь деформації, A і n – постійні. Враховуючи, що форма зерен аустеніту для досліджуваного інтервалу температур і ступенів деформації наближається до багатокут-

ника (рис. 5), приймаємо $k = 1,86$. Значення постійних A і n визначали після логарифмування співвідношення (3):

$$\lg F = \lg A - n \lg \varepsilon \tag{4}$$

За аналізу співвідношень $\lg F \sim f(\lg \varepsilon)$ (рис. 7), при $\lg \varepsilon = 0$, $\lg F = \lg A$, а $n = -\Delta \lg F / \Delta \lg \varepsilon$. Експонента n визначає чутливість аустеніту до розвитку рекристалізації від температури гарячої пластичної деформації (рис. 8). Формально за залежністю (4) значення A дорівнює площі зерна аустеніту з розміром d_A , після екстраполяції співвідношення $\lg F \sim f(\lg \varepsilon)$ на деформацію 10 %. Хоча за даними [7], деформації 10 % при температурі 950 °С не достатньо для зміни розміру зерна, отримані параметри рівняння (3) (рис. 8, табл.) вказують на реальну зміну d_A , що має додаткове підтвердження [3, 11]. За даними [7, 12], для сталі із середнім вмістом вуглецю, після деформації 10 % при 950 °С та паузи 5 с., розмір

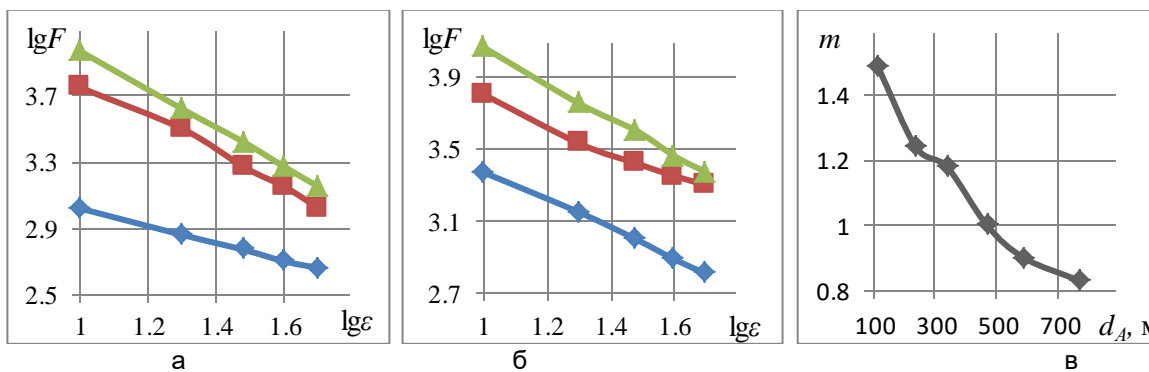


Рисунок 7. Залежність F сталей з 0,55 (а) і 0,65 % С (б) від ступеня (ε) та температури (\diamond – 950; \blacksquare – 1100; \blacktriangle – 1150 °С) гарячого обтиснення. Співвідношення між m і d_A (в).

зерна аустеніту становить 170...200 мкм, а після деформації 4...8% досягає 700...800 мкм. На основі аналізу відомих результатів [10] та отриманих експериментальних даних (рис. 7) визначено, що показник ступеня n в співвідношенні (3), залежить від низки чинників впливу на зростання зерна аустеніту в процесі гарячої пластичної деформації вуглецевої сталі. Враховуючи існування максимального значення показника ступеня, що дорівнює 2 [11], залежність для n має вигляд:

$$n = 2 - m - g - s, \tag{5}$$

де m , g та s є характеристики, які відповідно визначають вплив на зростання зерна аустеніту з боку ступеня деформаційного зміцнення, присутності елементів субструктури та тривалості витримки металу після завершення гарячої деформації. Враховуючи, що за технологією гарячої деформації заготовки залізничного колеса, вплив від g і s залишається практично постійним, співвідношення (5) може бути спрощеним до виду:

$$m \approx 2 - n \tag{6}$$

Аналіз розрахованих значень m та d_A (табл., рис. 8), для відповідних температур гарячої деформації та вмісту вуглецю в сталі, вказує на можливість існування взаємозв'язку між ними (рис. 7, в).

Існуюче обернено пропорційне співвідношення $m-d_A$ відповідає ступеню гарячого обтискування 10 %. Враховуючи, що m визначає роль деформаційного зміцнення при формуванні зародка рекристалізації, кількість дефектів кристалічної будови при гарячому обтисненні буде визначати характер структурних перетворень в аустеніті. За аналізом структурних перетворень, в аустеніті після гарячого обтиснення 10 % щільності дефектів кристалічної будови недостатньо для формування зародка рекристалізації. Компенсується недостатня кількість дефектів кристалічної будови, збільшенням тривалості інкубаційного періоду формування зародка рекристалізації. Разом з цим, значно швидкий розвиток процесу субструктурних перетворень в аустеніті після 10 % обтиснення, буде порушувати умови формування зародка рекристалізації. В результаті будуть виникати межі зерен з низькою мобільністю. Низька мобільність такої межі обумовлена підвищеним рівнем упорядкування дислокацій, в порівнянні зі звичайними межами, що мають великі кути розорієнтації [1, 6]. Утворення меж зерен зі зниженою рухливістю слід розглядати як один із способів уповільнення росту аустенітного зерна під час витримки металу між обтискування-

ми за високих температур. Після завершення обтискування заготовки на пресах, розмір зерна аустеніту в області ободу становить 250...300 мкм. На

етапі формування профілю ободу, метал піддається безперервному обтискуванню на трьохвалковому прокатному стані.

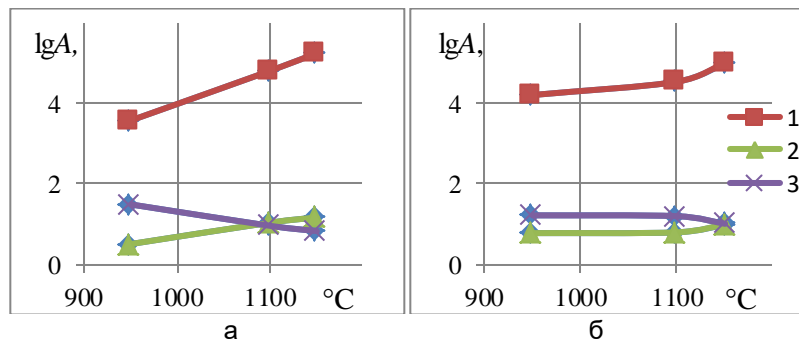


Рисунок 8. Вплив вмісту вуглецю в сталі (а) – 0,55, (б) – 0,65 % С та температури гарячого обтиснення на $\lg A$ – (1), n – (2) і m – (3).

Таблиця.

Значення параметрів співвідношень (3) та (6) для відповідних температур гарячого обтиснення.

Параметр	0,55 % С			0,65 % С		
	Температура, °С					
	950	1100	1150	950	1100	1150
$\lg A$	3,57	4,8	5,24	4,2	4,53	5,0
n	0,51	1,04	1,17	0,78	0,8	0,99
$m \approx 2 - n$	1,49	0,96	0,83	1,22	1,2	1,01
d_A , мкм	115	470	770	240	340	590

Така схема послідовного обтискування металу може бути використана для реалізації технології контрольованого зниження температури деформації. Для 18 % загального ступеня гарячого обтискування на прокатному стані, по залежності $\lg F \sim f(\lg \epsilon)$ (рис. 7), для сталі з 0,55 % С при температурі прокатки 1150 °С, слід очікувати d_A близько 120 мкм, а для сталі з 0,65 % С, приблизно 130 мкм. Для більш віддалених від поверхні об'ємів ободу, де деформація дорівнює 15 %, d_A декілька збільшиться до 130 та 145 мкм, відповідно. Аналогічні результати були отримані при виборі оптимальної технології гарячої пластичної деформації середньовуглецевої сталі [3]. В результаті використання параметрів співвідношення (3) та визначення оптимальних значень n , m , g і s , були рекомендовані температура та ступені пластичної деформації для отримання структури з дрібним зерном. З аналізу отриманих результатів визначено, що утворення структури аустеніту з дрібним зерном, аналогічно рис. 8 та табл., забезпечується зниженням температури кінця гарячої деформації з 1280 °С до 850...950 °С, а ступінь стиснення близько 50...70 % було запропоновано розділити на декілька етапів. Детальний аналіз структури аустеніту показав, що дрібна структура зерен зберігається завдяки

утворенню меж зі зниженим значенням кута розорієнтації [3]. Таким чином, подрібнення зерна аустеніту та підвищення рівномірності структури по перетину ободу суцільно катаного залізничного колеса, може бути досягнутим завдяки збереженню частини ефекту деформаційного зміцнення при зниженні температури прокатки на прокатному стані [10].

6. Висновки.

1. Прогресуюче зростання структурної неоднорідності аустеніту з підвищенням температури відпалу, обумовлене зміною механізму збіркової рекристалізації в вуглецевій сталі.

2. За незмінних умов відпалу, збільшення вмісту вуглецю в сталі сприяє зростанню середнього розміру зерна аустеніту.

3. Недостатня щільність дислокацій для формування зародка збіркової рекристалізації за механізмом руху великокутових меж, приводить до розвитку структурних перетворень в аустеніті за механізмом розчинення меж зерен.

4. Залежність механізму розвитку збіркової рекристалізації аустеніту від температури і ступеня гарячої деформації дозволить оптимізувати технологію обтискування заготовки суцільно катаного залізничного колеса.

Список літератури.

1. Gleiter H., Chalmers B. High-angle grain boundaries. *Progress in Materials Science*. Pergamon Press, Oxford, New York, Toronto, Sydney, Braunschweig 1972. V. 16. P. 375-381. <https://doi.org/10.1002/maco.19730240132>
2. Пикеринг Ф. Б. Физическое металловедение и разработка сталей. М: Металлургия, 1982. 184 с.
3. Бернштейн М. Л. Структура деформированных металлов. М.: Металлургия, 1977. 431 с.

4. Cottrell A.H. Dislocations and plastic flow in crystals. Oxford : Clarendon press, 1953. 223 pp.
5. Garofalo F. Factors affecting the propagation of a Lüders band and the lower yield and flow stresses in iron. *Metallurgical Transactions*. 1971. Vol. 2. P. 2315–2317. <https://doi.org/10.1007/BF02917580>
6. Хесснер Ф., Фомманн С. Миграция большеугловых границ зерен. *Рекристаллизация металлических материалов*. М.: Металлургия, 1982. С. 71–103.
7. Вакуленко И. А., Большаков В. И. Морфология структуры и деформационное упрочнение стали: монография. Дн-вск: Маковецкий, 2008. 196 с.
8. Holt D. L. Dislocation cell formation in metals. *Journal of Applied Physics*, 1970. Vol. 41. P. 3197–3202. <https://doi.org/10.1063/1.1659399>
9. Матеріалознавство: підручник. / Мещерякова Т. М., Яцюк Р. А., Кузін О. А., Кузін М. О. Дрогобич : Коло, 2015. 400 с.
10. Вакуленко И., Болотова Д., Дыя Х. Зависимость свойств стали обода железнодорожных колес от параметров горячей деформации: *Collective monograph XVI International Scientific Conference. «New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering»* Czestochowa, 2015. Series: Monographs, No 48. С. 260–263.
11. Вернер Р. Измельчение зерна при горячей деформации. *Черные металлы*, 1969. №7. С. 34–43.
12. Диаграммы горячей деформации, структура и свойства сталей: справ. изд. / Бернштейн М. Л. и др. М.: Металлургия, 1989. 544 с.
13. Бабаченко А. И. Надежность и долговечность железнодорожных колес и бандажей. Дн-ск: ГБУЗ «ПГАСА», 2015. 350 с.
14. Masoumi M., Echeverri E.A.A., Tschiptschin A., Goldenstein H. Improvement of wear resistance in a pearlitic rail steel via quenching and partitioning processing. *Scientific Reports*, 2019. No 9: 7454. <https://doi.org/10.1038/s41598-019-43623-7>.

References.

1. Gleiter H., Chalmers B. High-angle grain boundaries. *Progress in Materials Science*. Pergamon Press, Oxford, New York, Toronto, Sydney, Braunschweig 1972. V. 16. P. 375–381. <https://doi.org/10.1002/maco.19730240132>
2. Pickering F. B. Physical metallurgy and development of steels. M: Metallurgy, 1982. 184 p.
3. Bernshtein M. L. Structure of deformed metals. M.: Metallurgiya, 1977. 431 p.
4. Cottrell A.H. Dislocations and plastic flow in crystals. Oxford: Clarendon press, 1953. P. 223.
5. Garofalo F. Factors affecting the propagation of a Lüders band and the lower yield and flow stresses in iron. *Metallurgical Transactions*. 1971. Vol. 2. P. 2315–2317. <https://doi.org/10.1007/BF02917580>
6. Hessner F., Fofmann S. Migration of high-angle grain boundaries. Recrystallization of metallic materials. Moscow: Metallurgiya, 1982. P. 71–103.
7. Vakulenko I. A., Bolshakov V. I. Morphology of structure and strain hardening of steel: monograph. Dn -vsk: Makovetsky, 2008. 196 p.
8. Holt D. L. Dislocation cell formation in metals. *Journal of Applied Physics*, 1970. Vol. 41. P. 3197–3202. <https://doi.org/10.1063/1.1659399>
9. Material science: assistant / Meshcheryakova T. M., Yatsyuk R. A., Kuzin O. A., Kuzin M. O. Drogobich: Kolo, 2015. 400 p.
10. Vakulenko I., Bolotova D., Dyya H. Dependence of properties of railway wheel rim steel on hot deformation parameters: collective monograph XVI International Scientific Conference. “New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering” Czestochowa, 2015. Series: Monographs, No 48, P. 260–263.
11. Werner R. Grinding of grain during hot deformation. *Ferrous metals*, 1969. No. 7. P. 34–43.
12. Diagrams of hot deformation, structure and properties of steels: Ref. ed. / Bernstein M. L. et al. M.: Metallurgy, 1989. 544 p.
13. Babachenko A. I. Reliability and durability of railway wheels and tires. Dn-vsk: GVUZ "PGASA", 2015. 350 p.
14. Masoumi M., Echeverri E.A.A., Tschiptschin A., Goldenstein H. Improvement of wear resistance in a pearlitic rail steel via quenching and partitioning processing. *Scientific Reports*, 2019. No 9: 7454. <https://doi.org/10.1038/s41598-019-43623-7>.

Мамешин В.С., Нізяєв К.Г., Журавльова С.В.

Методи візуалізації гідродинамічних процесів при «холодному»**моделюванні продування**

Mameshyn V.S., Nizyayev K.G., Zhuravlyova S.V.

Methods of visualization of hydrodynamic processes in "cold" modeling of blowing

У статті обговорюються основні переваги та недоліки найпоширеніших методів візуалізації циркуляційних гідродинамічних потоків. Розглянуто сфери їх застосування, обладнання, що використовується. Метою цього дослідження були розробка оригінальної методики візуалізації гідродинамічних потоків за допомогою реоскопічної рідини та аналіз особливостей її застосування при холодному моделюванні киснево-конвертерного продування.

Для отримання реоскопічної рідини було запропоновано використовувати воду та сухий перламутровий пігмент марки KW 427

За результатами проведеного «холодного» моделювання продувки встановлено, що використання реоскопічної рідини забезпечує стабільність візуалізації гідродинамічних циркуляційних потоків і дозволяє визначати напрямок руху і розподіл циркуляційних потоків, що формуються в рідкій ванні і встановити локалізацію застійних зон.

Ключові слова: ПРОДУВКА, ГІДРОДИНАМІЧНІ ПОТОКИ, ВІЗУАЛІЗАЦІЯ, РЕОСКОПІЧНА РІДИНА

This article discusses the main advantages and disadvantages of the most common methods of hydrodynamic circulation flows visualization. The areas of their use and used equipment are considered.

The purpose of this study was to develop an original methodology for visualizing hydrodynamic flows using rheoscopic fluid and analyze the features of its use in "cold" modeling of oxygen-converter blowing.

To obtain a rheoscopic fluid, it was proposed to use water and a dry pearly pigment.

Based on the results of the "cold" modeling of blowing, it was determined that the use of rheoscopic fluid provides the stable visualization of hydrodynamic circulation flows, allows to determine the direction of movement and distribution of circulation flows that form in the liquid bath and establish the localization of stagnant areas.

Keywords: BLOWING, HYDRODYNAMIC FLOWS, VISUALIZATION, RHEOSCOPIC FLUID

З моменту своєї появи киснево-конверторний процес пройшов через ряд удосконалень і модифікацій (повсюдне впровадження сопел Лавалля, перехід на багатосоплові фурми, поява конверторів донного і комбінованого дуття, використання багатоярусних фурм) при цьому його технологічний базис, що полягає в подачі струменів кисню в рідкий чавун, залишався незмінним. Таким чином, продування є одним з ключових елементів киснево-конверторного процесу, який не тільки забезпечує окислення домішок чавуну, але й ініціює складні гідродинамічні процеси, які істотно впливають як на хід плавки (хвильовування у ванні та зміна її рівня, швидкість тепло- і масопереносу), так й на загальні техніко-економічні показники процесу (винесення бризків, викиди і виноси, знос футеровки та інші) [1,2]. У зв'язку з цим аналіз характеру руху гідродинамічних потоків, що виникають у конверторній ванні, та оцінка впливу різних факторів на ці потоки є дуже важливі для розуміння закономірностей киснево-конвертерного процесу. Вивчення гідродинамічних процесів на промисловому агрегаті, пов'язане зі значними труднощами, пов'язаними з наявністю шкідливих і небезпечних факторів для дослідників у вигляді високотемпературних розпла-

вів і великої кількості шкідливих газів, складністю розміщення експериментального та реєструючого обладнання, перешкодами технологічному процесу [3]. Одним із методів, що дозволяють обійти ці труднощі, є фізичне моделювання.

Фізичне моделювання базується на рівності чисел подоби між оригіналом і моделлю, що дає можливість безпосереднього перенесення отриманих закономірностей на реальний агрегат і в залежності від наявності ресурсів і поставлених цілей фізичне моделювання може бути реалізовано як «холодне» (досліди проводять з моделюючими рідинами, що мають температуру близьку до кімнатної) так і «гаряче» (досліди проводять з розплавленим металом)[4-6].

Найбільш простим у реалізації є «холодне» моделювання яке дозволяє, використовуючи доступні та відносно дешеві матеріали, ефективно вивчати характер взаємодії фаз [7-9], гідродинаміку сталеплавильної ванни [10-12], механізм та закономірності виносів та викидів [13-15], а із залученням методів аналітичної хімії (потенціометрія, кондуктометрія, колориметрія, титриметрія) розглядати питання масопереносу компонентів та перемішування [16-18].

При проведенні «холодного» моделювання

киснево-конвертерного процесу як середовище, що моделює рідкий метал, більшість дослідників використовують воду, хоча можуть застосовувати й інші рідини, наприклад, ртуть [12], підфарбований спирт [19], епоксидну смолу [20] та ін. Якщо для вивчення питань, пов'язаних з аналізом режимів впровадження, розповсюдження та взаємодії газового струменя з моделюючою рідиною, внаслідок достатньо контрастної картини взаємодії між фазами, можливо обмежитися фотовідео фіксацією процесу, то для аналізу циркуляційних потоків у рідкій ванні через прозорість води, необхідно забезпечити їхню візуалізацію.

Найпростіший метод, що дозволяє візуалізувати гідродинамічні процеси, базується на імпульсному введенні в рідку ванну фарбувального реагенту (індикатора), після чого контролюється

характер руху забарвленої фази і фіксується час вирівнювання інтенсивності забарвлення в обсязі ванни. Як індикатори можуть використовуватися широкий спектр речовин: [21] – йод - крохмальний розчин; [22] - метиловий червоний/тимоловий синій; [23] - кислотно-основний індикатор (бромкрезоловий пурпурний); [24] - частинки поліетилену; [25] - харчовий барвник; [26] - метиленовий синій; [27] - фенолфталеїн; [17, 28] – розчин перманганату калію, [29] – ультрафіолетовий барвник; [18] - йод і тіосульфат натрію та ін.

Приклади візуалізації гідродинаміки рідкої ванни за рахунок введення індикатора, що забарвлює модельну рідину, при «холодному» моделюванні різних металургійних процесів представлені на рис 1.

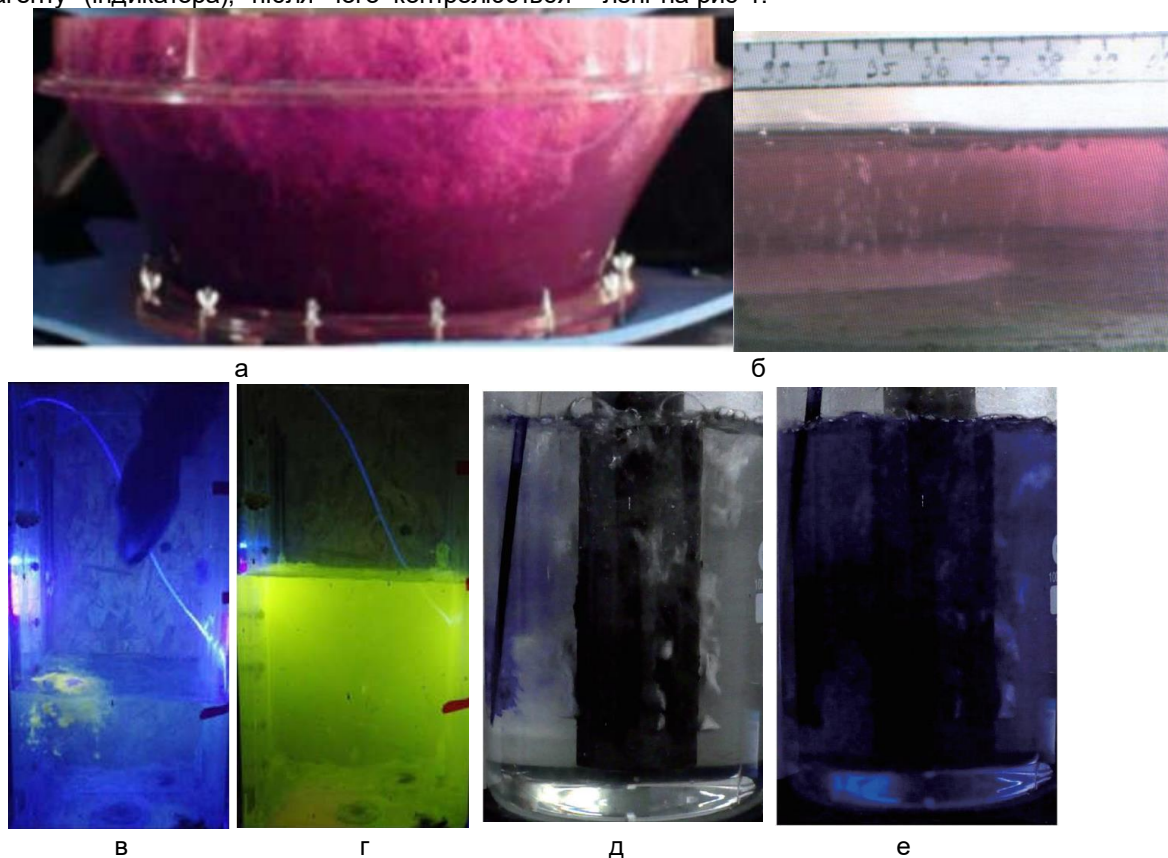


Рисунок 1 Дослідження гідродинамічних процесів з використанням різних видів трасерів (індикаторів, що забарвлюють модельну рідину).

а, б - індикатор розчин перманганату калію (а - верхнє продування в моделі конвертора [17], б - приховане донне продування в моделі подового сталеплавильного агрегату [28]);

в, г – індикатор ультрафіолетовий барвник [29] (в – введення індикатора обсяг моделі виливниці, г – фарбування модельної рідини при наповненні моделі на 50%);

д, е – індикатор метиленовий синій [26] (в – введення індикатора в обсяг моделі ковша з дзвоно-подібною камерою для обробки пароподібним магнієм, г - фарбування модельної рідини через 0.8 с.)

Завдяки наочності та простоті реалізації даний метод широко застосовується при моделюванні гідродинамічних явищ практично всіх сталеплавильних процесів. Однак даючи позитивні результати при вивченні часу змішування та аналізі питань масопереносу він не дозволяє повною мірою спостерігати за рухом циркуляційних

потоків у рідкій ванні внаслідок відносно швидкого вирівнювання концентрації градієнта індикатора по всьому об'єму моделі.

Ще одним методом візуалізації, який можуть залучати при дослідженні характеристик гідродинамічних течій у сталеплавильних агрегатах, є «стробоскопічна трасерна візуалізація» [25].

Метод був розроблений у 60 р. XX століття та використовувався, наприклад, для дослідження пристінної турбулентності [30, 31].

Принципова схема установки представлена на рис. 2 [32].

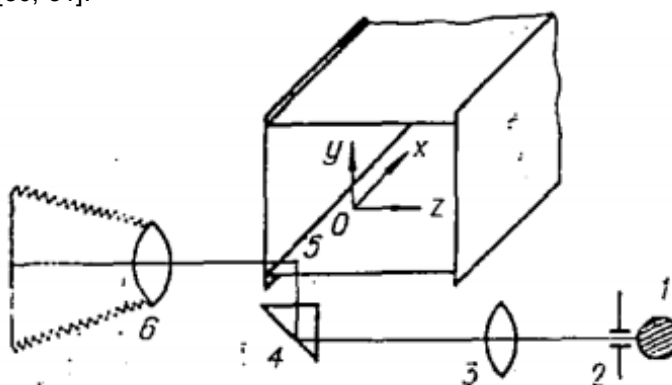


Рисунок 2. Схема установки виміру миттєвих швидкостей методом стробоскопічної візуалізації

1 – трубчаста імпульсна лампа; 2 – щілина; 3 – об’єктив; 4 – призма; 5 – канал з прозорими стінками; 6 – фото-або кінокамера.

Принцип стробоскопічної трасерної візуалізації базується на вимірюванні зміщення частинок-трасерів у заданому перерізі потоку рідини або газу за час між імпульсами джерела випромінювання [33]. Як трасери можуть використовувати дрібні тверді або рідкі частинки в газовому потоці, тверді частинки або газові бульбашки в потоці рідини, оптичні неоднорідності які штучно створюються в потоці рідини чи газу нагріванням або введенням чужорідної речовини [32].

Заданим перетином зазвичай виступає площина, що освітлюється світловим ножем, а результатом вимірювання є миттєве поле швидкості у заданій площині [34]. Характерне зображення (трасерна картина), яку зазвичай одержують при стробоскопічній візуалізації потоків у рідині та поле швидкостей руху потоків, розраховані за ними представлені на рис.3 [35, 36].

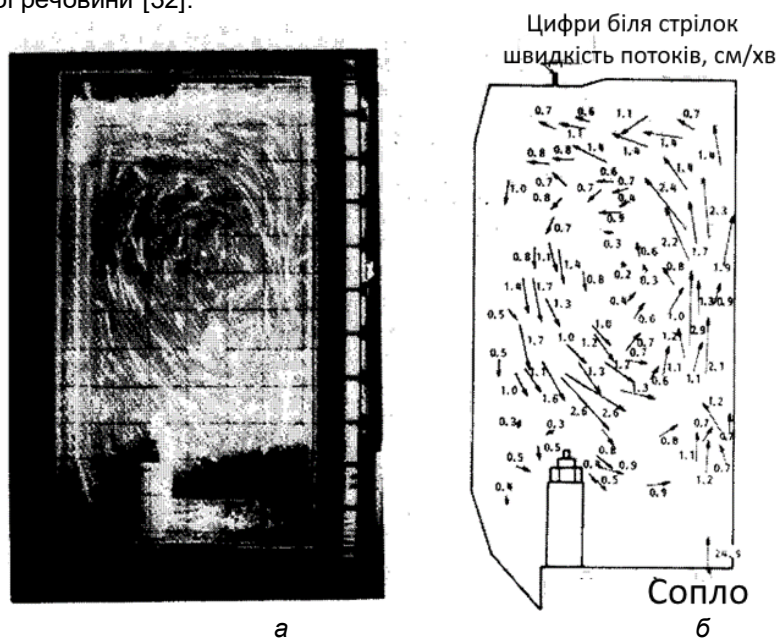


Рисунок 3 Сліди трасерів у рідині при фіксації їхнього руху методом стробоскопічної візуалізації.

а – трасерна картина; б – поле швидкостей руху потоків рідини.

На початкових етапах застосування стробоскопічної візуалізації для побудови полів швидкостей руху трасерів і відповідно визначення швидкостей руху потоків рідини використовували ручну обробку трасерних картин, що значно обме-

жувало обсяг і якість інформації, що отримують, внаслідок значної трудомісткості процесу аналізу.

Прогрес у розвитку сучасних цифрових технологій відеозапису, розробка кроскореляційних алгоритмів їх обробки за допомогою ЕОМ та застосування лазерної техніки дозволив розвинути но-

ві методи візуалізації потоків, які отримали назву – цифрової трасерної візуалізації.

У залежності від кількості компонентів швидкості зміщення трасера, які реєструють при проведенні досліджень, прийнято виділяти планарні (дві компоненти) і об'ємні (три компоненти) методи цифрової трасерної візуалізації [34].

До планарних методів відносяться Particle Image Velocimetry (PIV), Micro Particle Image Velocimetry (Micro PIV), Particle Tracking Velocimetry (PTV).

До об'ємних методів відносяться Stereo Particle Image Velocimetry (Stereo PIV), Tomog-

raphic Particle Image Velocimetry (Tomographic PIV) [37].

Зазвичай система, що забезпечує цифрову трасерну візуалізацію, включає імпульсний твердотільний лазер (найчастіше ітрій-алюміній-гранатовий Nd:YAG) з подвійною головкою, що використовується як джерело освітлення, маленькі частинки - трасери, що додаються в течію і спеціальні кроскореляційні камери, що реєструють світло, яке відбивається часткам [38].

Принципові схеми реалізації планарного та об'ємного методу цифрової трасерної візуалізації наведені на рис. 4 [39,40]

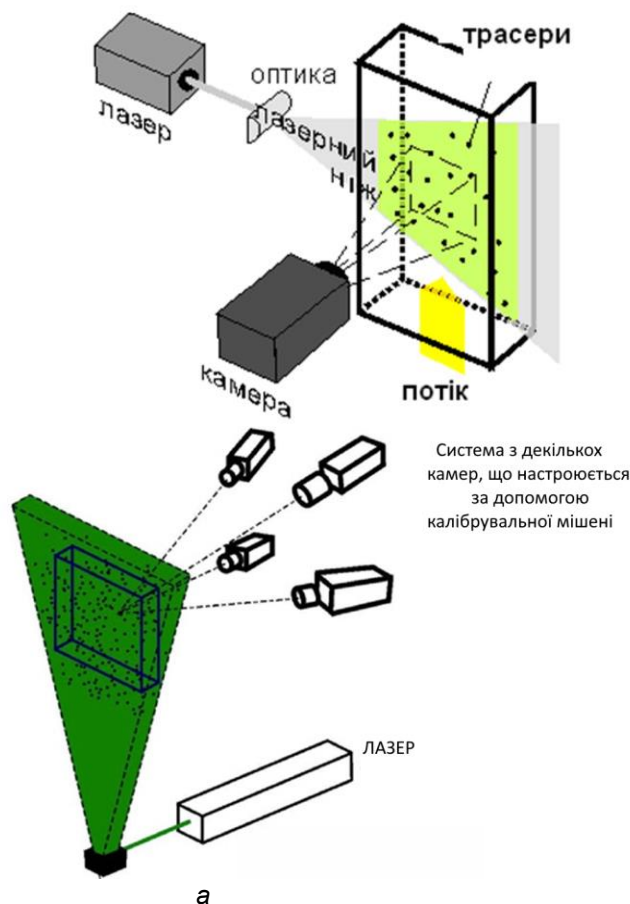


Рисунок 4 Схеми реалізації планарного та об'ємного методу цифрової трасерної візуалізації. а - схема Particle Image Velocimetry (PIV); б - схема Tomographic Particle Image Velocimetry (Tomographic PIV).

До основних переваг цифрової трасерної візуалізації зазвичай відносять спрощення та автоматизація процесу побудови полів швидкостей, мінімальна збурювальна дія на потік, внаслідок малих розмірів трасерів від 1 до 100 мкм [25,41,42] та широкий динамічний діапазон вимірюваних швидкостей, проте складність в експлуатації та висока вартість систем реєстрації зображення часток часто є перешкодою у використанні даних методів візуалізації.

Виходячи з основних переваг та недоліків, розглянутих методів візуалізації гідродинамічних потоків було запропоновано використовувати оригінальну методику «холодного» моделювання продування з використанням реоскопічної рідини.

Використання реоскопічних рідин для візуалізації гідродинамічних течій вперше було запропоновано Полем Матісом [43] і в наукових дослідженнях дана рідина використовується при візуалізації течії Куетта-Тейлора [44,45,46] та комірок Релея - Бенара [44].

Реоскопічна рідина є суспензією, в якій завдяки наявності дисперсної фази можна спостерігати за рухом гідродинамічних потоків неозброєним оком. У якості дисперсної фази можуть виступати анізотропні мікроскопічні частинки, що мають високі значення коефіцієнта заломлення, наприклад слюда, металеві лусочки, пігмент алюмінієвої фарби та інш., а безперервною фазою є вода або різні рідкі органічні сполуки (1,1,2,2 - тетра-

лоретен, 1,2 - дифортетрахлоретан, тетрачлорметан, 2-гідроксіетілоктадеканоат) [43,44].

При використанні реоскопічної рідини візуалізація гідродинамічних потоків відбувається завдяки анізотропії розмірів зважених у суспензії дисперсних частинок які орієнтуються відповідно до градієнта швидкості в потоках рідини і, відповідно, різні області модельної рідини будуть відбивати світло з різною інтенсивністю (в областях з більш високою швидкістю руху дисперсні частинки підхоплені потоком, будуть орієнтуватися найбільшими площинами вздовж ліній струму рідини та інтенсивно відбивають світло, тоді як в областях з низькими швидкостями дисперсні час-

тинки розташовуються хаотично і менше відбивають світло) [43,44,47].

Для отримання модельної рідини, що має реоскопічні властивості, було запропоновано використовувати воду і сухий перламутровий пігмент марки KW 427 (Cobalt Blue).

Синій перламутровий пігмент марки KW 427 містить частинки розміром 10 – 60 мкм, до його складу входить 37% слюди та 63% оксиду титану (TiO₂), щільність становить 2,45-3,2 кг/м³, маслопоглинання становить 50-90 г/ 100 г, величина рН 5 - 9 [48.49].

Фото пігменту марки KW 427 представлено на рис. 5 (світлі точки у складі пігменту - частинки слюди).



Рисунок 5 Сухий перламутровий пігмент марки KW 427 (Cobalt Blue)

Для визначення фізичних властивостей реоскопічної рідини було досліджено декілька видів суспензій, що відрізняються концентрацією розчиненого в ній пігменту марки KW 427. Основні результати, отримані при дослідженні фізичних властивостей реоскопічної рідини наведено у таблиці

Підготовка реоскопічної рідини здійснювалася шляхом попереднього зважування на аналітичних лабораторних вагах наважки пігменту масою

необхідної для досягнення заданої концентрації пігменту в суспензії. Потім наважка імпульсно подається в модельну ванну, в якій барвна основа пігменту розчиняється і фарбує воду, а частинки слюди формують суспензію та знаходяться в ній у зваженому стані.

На рис.6 наведено плексигласова плоска модель з нанесеною вимірювальною сіткою і заповнена підготовленою реоскопічною рідиною, що містить 0,4% пігменту марки KW 427.

Таблиця Фізичні властивості досліджених реоскопічних рідин із різною концентрацією пігменту при 20 °С.

Масова концентрація перламутрового пігменту марки KW 427 в реоскопічній рідині, %	Кінематична в'язкість*, мм ² /с.	Щільність, кг/м ³
0,2	1,0312	1,001
0,6	1,059	1,002
1,0	1,092	1,004

* - в'язкість модельних рідин визначали за допомогою віскозиметра ВПЗ – 4 з діаметром капіляра 0,62 мм та постійної віскозиметра 0,01094.

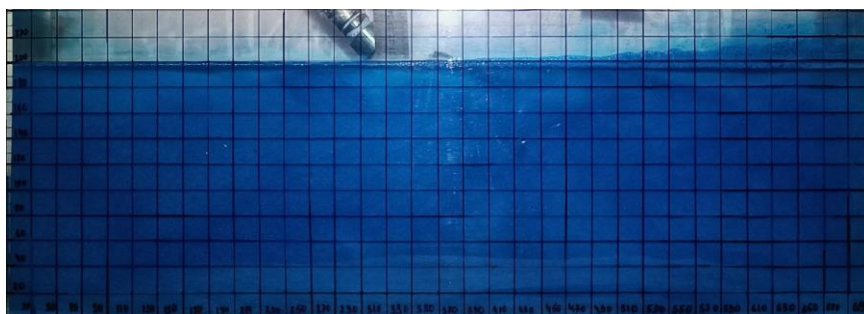
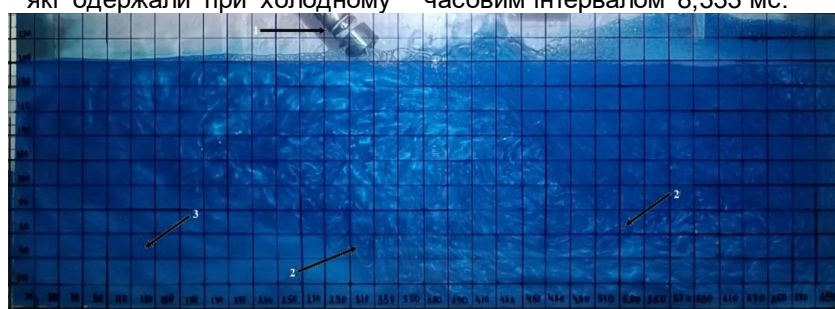


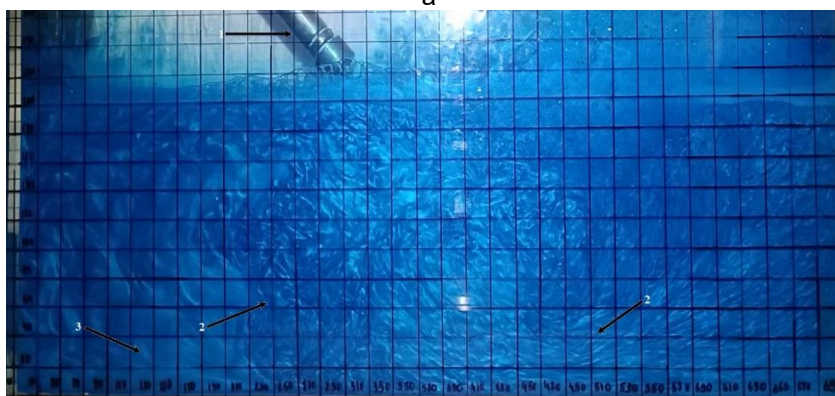
Рисунок 6 Модельна ванна з реоскопічною рідиною у спокійному стані

Отримана суспензія відповідає необхідним вимогам (має рівномірну інтенсивність забарвлення і достатню контрастність) та придатна для візуалізації гідродинамічних потоків, що виникають у рідкій ванні при моделюванні продування. Приклади кадрів, які одержали при холодному

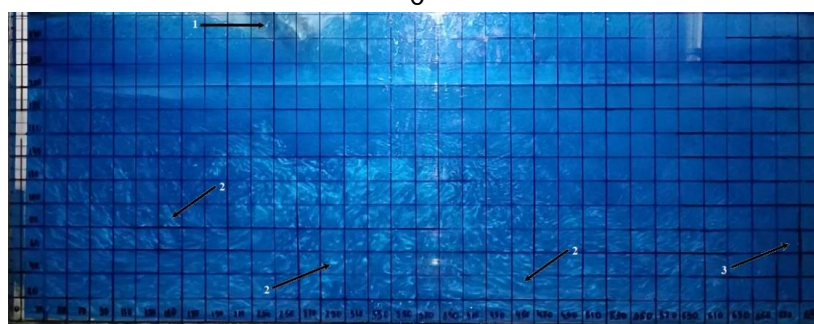
моделюванні продування з використанням реоскопічної рідини наведено на рис.7. Поведінка гідродинамічних потоків фіксували за допомогою рапідної відеозйомки (120 fps), що дозволяє простежити за рухом циркуляційних потоків рідини з часовим інтервалом 8,333 мс.



а



б



в

Рисунок 7 Візуалізація гідродинамічних потоків під час використання реоскопічної рідини 1 – модельна фурма із соплом Лавалю для подачі кисню; 2 – візуалізовані гідродинамічні потоки; 3 – застійні зони. а, б, в, – візуалізація гідродинамічних потоків реоскопічної рідини в модельній ванні при різних варіантах продування понадзвуковим кисневим струменем (умови продування: а – $d_{кр} = 1$ мм, $P_{поч} = 0,2$ МПа, $h_{соп} = 0,02$ м, $\alpha = 45^\circ$; б – $d_{кр} = 2$ мм, $P_{поч} = 0,2$ Мпа, $h_{соп} = 0,04$ м, $\alpha = 45^\circ$; в – $d_{кр} = 3$ мм, $P_{поч} = 0,2$ Мпа, $h_{соп} = 0,06$ м, $\alpha = 45^\circ$).

Для виявлення впливу параметрів продування на гідродинамічні потоки в рідкій ванні при проведенні «холодного» моделювання, варіювали основні параметри дуття (тиск дуття ($P_{\text{доч}}$) від 2 до 4 МПа, висота розташування ($h_{\text{соп}}$) від 10 до 30 калібрів, кут нахилу (α) від 0 до 45°, діаметр критичного перерізу ($d_{\text{кр}}$) від 1 до 3 мм). У всьому діапазоні змін основних параметрів продування застосування реоскопічної рідини дозволило гарантовано візуалізувати та фіксувати формування та рух ліній струму рідини у ванні протягом усього часу подачі дуття. Циркуляційні потоки чітко візуалізувалися як множина соспрямованих світлих ділянок різної довжини, а застійні зони як темні області.

Таким чином, використання реоскопічної рідини при «холодному» моделюванні продування забезпечує стабільність візуалізації циркуляційних гідродинамічних потоків, що дозволяє визначити напрямок руху і розподіл циркуляційних по-

токів, що формуються в рідкій ванні при продуванні і встановити локалізацію застійних зон.

Висновки

1. Візуалізація гідродинамічних потоків є одним із найважливіших методів призначених для вивчення структури течій та виявлення механізму процесів перенесення в рідинних потоках.

2. Метод візуалізації гідродинамічних потоків за допомогою реоскопічної рідини дає позитивні результати при дослідженнях питань гідродинаміки рідкої ванни кисневого-конвертора і завдяки невисокій вартості та простоті реалізації може використовуватися при дослідженнях гідродинаміки інших сталеплавильних процесів (позапічна обробка та розливання сталі).

3. При подальших дослідженнях методу візуалізації за допомогою реоскопічної рідини доцільно приділити увагу питанням побудови та аналізу полів швидкостей руху гідродинамічних потоків, що формуються в рідкій ванні під час продування.

Бібліографічний опис

1. Баптизманий В. И. Теория кислородно-конвертерного процесса. М.: Металлургия, 1975. 375 с.
2. Явойский В.И., Дорофеев Г.А., Повх И.Л. Теория продувки сталеплавильной ванны. М.: Металлургия, 1974, 496 с.
3. Еронько С.П., Быковских С.В. Физическое моделирование процессов внепечной обработки и разлива стали. Киев: Техніка, 1998. 136 с.
4. Mazumdar, D., Evans, J.W. Modeling of Steelmaking Processes (1st ed.). CRC Press, Taylor & Francis Group, 2010. 463 p.
5. Основы научных исследований в черной металлургии / Баптизманий В.И. и др.; под ред. Ю. Н. Яковлева. Киев, Донецк: Вища школа, 1985. 205 с.
6. Организация эксперимента: Учебное пособие / Баптизманий В. И., и др. Киев: УМК ВО, 1992. 244 с.
7. Баптизманий В.И., Охотский В.Б., Величко А.Г., Щедрин Г.А. Исследование процессов в зоне взаимодействия при продувке металла через многоканальную фурму. Сообщение 1. // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 1979. № 2. С. 39-42.
8. BOF cold model - Metal slag bath mass movement determination by supersonic blow from multi nozzles. Maia B., Diniz C., Pereira G., Salgado R., Tavares R. / Conference: European Steel Technology and Application Days 2017 (ESTAD 2017), Vienna, Austria, 26-29 June, 2017, Vol. 1. p. 1022-1038.
9. Hwang, H.Y., Irons, G.A. A water model study of impinging gas jets on liquid surfaces. // Metallurgical and Materials. Transactions B. 2012 Vol. 43 B. №. 4, pp. 302-315 <https://doi.org/10.1007/s11663-011-9613-3>
10. Юшкевич П. О. Молчанов Л.С. Холодное моделирование циркуляционных потоков в конвертерной ванне при комбинированной продувке. // Металознавство та термічна обробка металів. 2017. № 3. С.44-50.
11. Смирнов А.Н., Лебедев Е.Н., Шарандин К.Н. Физическое моделирование процессов перемешивания металла в конвертере с комбинированной продувкой. // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2010. № 7. С. 44-46.
12. Lee, M. S., O'Rourke, S. L., Molloy, N. A. Oscillatory flow in the steelmaking vessel. // Scandinavian Journal of Metallurgy. 2003. Vol. 32. № 5. p. 281-288 <https://doi.org/10.1034/j.1600-0692.2003.00653.x>
13. Яновский И. Л., Баптизманий В. И., Петриченко А. Г. Исследование выбросов и гидродинамики кислородно-конвертерной ванны на моделях. // Металлургическая и коксохимия. 1965. № 2. С. 8-16.
14. Шиш Ю.И., Баптизманий В.И. Костенецкий О.Н., Матюха Н.С., Жир А.В. Исследование на модели выноса брызг из конвертора при использовании перемещающихся фурм. // Металлургия и коксохимия: респ. межвед. науч. – техн. сб. К. 1975. Вып. 47. С. 10 – 15.
15. Luomala, M. J., Virtanen, E. O., Mure, P. T., Siivola, T. P., Fabritius, T. M. J., Härkki, J. J. A novel approach in the estimation of splashing in the BOF. // Steel Research. 2002. Vol. 73. № 1. p. 9-14. <https://doi.org/10.1002/srin.200200166>
16. Singh, R. P., Ghosh, D. N. Cold model study of mixing and mass transfer in LBE process of steelmaking. // ISIJ International 1990. Vol. 30. № 11. p. 955-960. <http://doi.org/10.2355/isijinternational.30.955>
17. Felipe G., Ribeiro M., Correa R., Silva, R., Braga B., Maia B., Tavares R., Carvalho D., Schenk J., Measurements methodologies for basic oxygen furnace cold modeling. // Journal of Materials Research and Technology. 2021. Vol. 13. № 4.p. 834-856. <http://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.04.050>
18. Гинзбург И.П., Сурин В.А., Сизов А.М. и др. Некоторые вопросы гидрогазодинамики и массообмена в процессах металлургии и химической технологии. // Сб. Гидроаэромеханика и теория упругости. В.22. Днепропетровск: ДГУ, 1977. – С. 3-17.

19. Пинес Б. К гидромеханике бессемеровского конвертера в связи с износом его футеровки. // Сталь. 1934. № 8. С. 49-60.
20. Савенков А.П., Мордасов М.М. Взаимодействие струи газа с поверхностью жидкости в режиме стабильных колебаний Письма в ЖТФ. 2016. Т. 42. № 18. С. 25-31.
21. Effect of melting scrap on the mixing - time of bottom gas stirred melts. Koria S. C., Lange K. W. / 6th Japan-Germany seminar, Tokyo, Japan, 22-23 May, 1984, p. 91-101.
22. Melton, L. A., Lipp, C. W., Spradling, R. W., Paulson, K. A. Dismt - Determination of mixing time through color changes. // Chemical Engineering Communication 2002. Vol. 189. № 3. p. 322–338. <http://dx.doi.org/10.1080/00986440212077>
23. Ascanio, G., Brito-Bazán, M., Brito-De La Fuente, E., Carreau, P. J., Tanguy, P. A. Unconventional configuration studies to improve mixing times in stirred tanks. // The Canadian Journal of Chemical Engineering. 2008. Vol. 80. № 4. pp. 558–565. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450800419>
24. Kuo T-Y., Kuo J-C. Determination of mixing time in a ladle-refining process using optical image processing. // ISIJ International. 2011. Vol. 51. № 10. pp. 1597–1600. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.51.1597>
25. Wuppermann C., Giesselmann N., Rückert A., Pfeifer H., Odenthal H-J., Hovestädt E. A novel approach to determine the mixing time in a water model of an AOD converter. // ISIJ International. 2012. Vol. 52. № 10. pp. 1817 - 1823. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.52.1817>
26. Kumar A., Malathi M., Godiwalla K. M., Chacko E. Z., Ajmani S. K., Ranganathan S. Cold model study of submerged peripheral gas bubbling from a cylindrical dispenser. // ISIJ International. 2014. Vol. 54. № 10. pp. 2239-2247. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.54.2239>
27. Rosseburg A., Fitschen J., Wutz J., Wucherpfennig T., Schlüter M. Hydrodynamic inhomogeneities in large scale stirred tanks – Influence on mixing time. // Chemical Engineering Science. 2018. Vol. 188. pp. 208–220. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2018.05.008>
28. Штапура Є.В., Бойченко Б.М., Керницький В.В., Єрак В.М. Моделювання донної продувки мартенівської ванни нейтральним газом. // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2006. №7. С.263-268.
29. Андриухін Р.П. Фізичне моделювання гомогенізації сталі при фінішному легуванні у виливниці / Р.П. Андриухін, Л.С. Молчанов, Є.В. Синегін // Сучасні проблеми металургії. – 2021. – № 24. – С. 4-9. <https://doi.org/10.34185/1991-7848.2021.01.01>
30. Хабахпашева Е. М., Перепелица Б. В. Поля скоростей и турбулентных пульсаций при малых добавках к воде высокомолекулярных веществ // Инженерно физический журнал. 1968. Т.14. № 4. С. 598-602.
31. Кутателадзе С.С., Миронов Б.П., Накоряков В.Е., Хабахпашева Е.М. Экспериментальное исследование пристенных турбулентных течений. Новосибирск: Наука, 1975. 166 с.
32. Кутателадзе С.С. Пристенная турбулентность. Новосибирск: Наука. 1973. 227 с.
33. Вараксин А.Ю., Ромаш М.Э., Копейцев В.Н. Торнадо. Москва: Физматлит, 2011. 344 с.
34. Токарев М. П., Маркович Д. М., Бильский А. В. Адаптивные алгоритмы обработки изображений частиц для расчета мгновенных полей скорости. // Вычислительные технологии. 2007. Т.12. № 3. С. 109-131.
35. Shiraishi T., Munezane S., Makino M. Measurement of low velocity field in a plenum using the flow visualization technique // Proc. Int. Symp. on Fluid Control and Measurement. Tokyo: Pergamon Press, 1985. С. 655-660.
36. Adrian R. J. Multi-point optical measurements of simultaneous vectors in unsteady flow - a review. // International Journal of Heat and Fluid Flow. 1986. Vol. 7. № 2. pp. 127 - 145. [https://doi.org/10.1016/0142-727X\(86\)90062-7](https://doi.org/10.1016/0142-727X(86)90062-7).
37. Ахмерова А. Н., Гайнуллина А. А. Сравнительный обзор методов реализации цифровой трассерной визуализации // Вестник технологического университета. 2016. Т.19. №17 С. 115 – 117.
38. Мочалин А.Е., Гонтовой С.В. Проблемы и перспективы развития информационных технологий обработки трассерных изображений. // Вестник Белгородского государственного технологического университета им. В. Г. Шухова 2013. №. 3. С. 162-165.
39. Мочалин О. Є., Гонтовой С. В. Розвиток інформаційних технологій обробки цифрових трасерних зображень. // Наукові праці ЧДУ ім. Петра Могили. Серія «Комп'ютерні технології». 2011. Вип. 130, Т 143. С. 88 – 93.
40. Scarano F. Tomographic PIV: principles and practice. // Measurement Science and Technology. 2012. Vol. 24. № 1. pp. 28. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/24/1/012001>
41. Маркович Д.М., Бильский А.В., Гобызов О.А. Современные тенденции развития панорамных оптических методов диагностики для аэродинамического эксперимента. КИМИПА – 2016: материалы II Отраслевой конференции по измерительной технике и метрологии для исследований летательных аппаратов, г. Жуковский, 25 - 26 окт. 2016 г. / Центральный аэрогидродинамический институт имени профессора Н. Е. Жуковского, Жуковский, 2016. С. 278 - 291.
42. Поплавский С.В., Нестеров А.Ю., Бойко В.М. Разработка и применение лазерного доплеровского анемометра с прямым спектральным анализом для исследования высокоскоростных многофазных потоков // Теплофизика и аэромеханика. 2020. Т 27, № 4 С.583-591.
43. Smits A. J., Lim T. T. Flow visualization: Techniques and Examples. (2nd ed.). London: Imperial College Press. 2012. 444 p. <https://doi.org/10.1142/p808>
44. Matisse P., Gorman M. Neutrally buoyant anisotropic particles for flow visualization. // Physics of Fluids. 1984. Vol. 27. № 4. pp. 759-760. <https://doi.org/10.1063/1.864702>
45. Abcha N., Latrache N., Dumouchel F., Mutabazi I. Qualitative relation between reflected light intensity by Kalliroscope flakes and velocity field in the Couette–Taylor flow system. // Experiments in Fluids. 2008. Vol. 45. № 1. pp. 85 - 94. <https://doi.org/10.1007/s00348-008-0465-9>

46. Dominguez-Lerma M. A., Ahlers G., Cannell D. S. Effects of "Kalliroscope" flow visualization particles on rotating Couette–Taylor flow. // *The Physics of Fluids*. 1985. Vol. 28. № 4. pp. 1204 - 1206. <https://doi.org/10.1063/1.864997>
47. Duda D., Yanovych V., Uruba V. Simple rheoscopic flows used in teaching fluid mechanics. // *Topical Problems of Fluid Mechanics conference*, 16 - 18 Feb 2022 г.: Prague, 2022. pp. 37-43. <https://doi.org/10.14311/TPFM.2022.006>
48. ТОВ "ХТС" [Електронний ресурс] : [Веб-сайт]. – Синій Перламутр KW427 – Режим доступу: <https://xtc.com.ua/ua/p650414735-perlamutr-sinij-kw427.html> (дата звернення 28.08.2022) – Назва з екрана.
49. Continental Trade Sp. z o.o. [Електронний ресурс] : [Веб-сайт]. – Pigments, KW® Pearlescent Pigments – Режим доступу: <https://www.continentaltrade.com.pl/pigments/> (дата звернення 28.08.2022) – Назва з екрана.

Reference

1. Baptizmanskij V. I. Teoriya kislородno-konverternogo processa. M.: Metallurgiya, 1975. 375 s.
2. Yavojzkij V.I., Dorofeev G.A., Povkh I.L. Teoriya produkcii staleplavil'noj vannы. M.: Metallurgiya, 1974, 496 s.
3. Eron'ko S.P., Bykovskikh S.V. Fizicheskoe modelirovanie processov vneprechnoj obrabotki i razlivki stali. Kiev: Tekhnika, 1998. 136 s.
4. Mazumdar, D., Evans, J.W. Modeling of Steelmaking Processes (1st ed.). CRC Press, Taylor & Francis Group, 2010. 463 p.
5. Osnovy nauchnykh issledovanij v chernoj metallurgii / Baptizmanskij V. I. i dr.; pod red. Yu. N. Yakovleva. Kiev, Doneczk: Vishha shkola, 1985. 205 s.
6. Organizacziya eksperimenta: Uchebnoe posobie / Baptizmanskij V. I., i dr. Kiev: UMK VO, 1992. 244 s.
7. Baptizmanskij V.I., Okhotskij V.B., Velichko A.G., Shhedrin G.A. Issledovanie processov v zone vzaimodejstviya pri produkcii metalla cherez mnogokanal'nyy furmu. Soobshhenie 1. // *Izvestiya vsshikh uchebnykh zavedenij. Chernaya metallurgiya*. 1979. № 2. S. 39-42.
8. BOF cold model - Metal slag bath mass movement determination by supersonic blow from multi nozzles. Maia B., Diniz C., Pereira G., Salgado R., Tavares R. / Conference: European Steel Technology and Application Days 2017 (ESTAD 2017), Vienna, Austria, 26-29 June, 2017, Vol. 1. p. 1022-1038.
9. Hwang, H.Y., Irons, G.A. A water model study of impinging gas jets on liquid surfaces. // *Metallurgical and Materials Transactions B*. 2012 Vol. 43 B. № 4, pp. 302–315 <https://doi.org/10.1007/s11663-011-9613-3>
10. Yushkevich P. O. Molchanov L.S. Kholodnoe modelirovanie czirkulyacziennykh potokov v konverternoj vanne pri kombinirovannoj produkcii. // *Metaloznavstvo ta termichna obrobka metali v. 2017*. № 3. S.44–50.
11. Smirnov A.N., Lebedev E.H., Sharandin K.N. Fizicheskoe modelirovanie processov peremeshivaniya metalla v konverterskoy kombinirovannoj produkcii. // *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost'*. 2010. № 7. S. 44-46.
12. Lee, M. S., O'Rourke, S. L., Molloy, N. A. Oscillatory flow in the steelmaking vessel. // *Scandinavian Journal of Metallurgy*. 2003. Vol. 32. № 5. p. 281–288 <https://doi.org/10.1034/j.1600-0692.2003.00653.x>
13. Yanovskij I. L., Baptizmanskij V. I., Petrichenko A. G. Issledovanie vybrosov i gidrodinamiki kislородno-konverternogo vannы na modelyakh. // *Metallurgicheskaya i koksokhimiya*. 1965. № 2. S. 8-16.
14. Shish Yu.I., Baptizmanskij V.I., Kostenezkij O.N., Matyukha N.S., Zhir A.V. Issledovanie na modeli vy nosa bryzgi iz konvertora pri ispol'zovanii peremeshhayushchikh furm. // *Metallurgiya i koksokhimiya: resp. mezhved. nauch. – tekhn. sb. K. 1975*. Vy p. 47. S. 10 – 15.
15. Luomala, M. J., Virtanen, E. O., Mure, P. T., Siivola, T. P., Fabritius, T. M. J., Härkki, J. J. A novel approach in the estimation of splashing in the BOF. // *Steel Research*. 2002. Vol. 73. № 1. p. 9–14. <https://doi.org/10.1002/srin.200200166>
16. Singh, R. P., Ghosh, D. N. Cold model study of mixing and mass transfer in LBE process of steelmaking. // *ISIJ International* 1990. Vol. 30. № 11. p. 955-960. <http://doi.org/10.2355/isijinternational.30.955>
17. Felipe G., Ribeiro M., Correa R., Silva, R., Braga B., Maia B., Tavares R., Carvalho D., Schenk J., Measurements methodologies for basic oxygen furnace cold modeling. // *Journal of Materials Research and Technology*. 2021. Vol. 13. № 4. p. 834-856. <http://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.04.050>
18. Ginzburg I.P., Surin V.A., Sizov A.M. i dr. Nekotorye voprosy gidrogazodinamiki i massoobmena v processakh metallurgii i khimicheskoy tekhnologii. // *Sb. Gidroe i romekhanika i teoriya uprugosti*. V.22. Dnepropetrovsk: DGU, 1977. – S. 3-17.
19. Pines B. K gidromekhanike bessemerovskogo konvertera v svyazi s iznosom ego futerovki. // *Stal'*. 1934. № 8. S. 49-60.
20. Savenkov A.P., Mordasov M.M. Vzaimodejstvie strui gaza s poverkhnost'yu zhidkosti v rezhime stabil'nykh kolebanij Pis'ma v ZhTF. 2016. T. 42. № 18. S. 25-31.
21. Effect of melting scrap on the mixing - time of bottom gas stirred melts. Koria S. C., Lange K. W. / 6th Japan-Germany seminar, Tokyo, Japan, 22-23 May, 1984, p. 91-101.
22. Melton, L. A., Lipp, C. W., Spradling, R. W., Paulson, K. A. Dismt - Determination of mixing time through color changes. // *Chemical Engineering Communication* 2002. Vol. 189. № 3. p. 322–338. <http://dx.doi.org/10.1080/00986440212077>
23. Ascanio, G., Brito-Bazán, M., Brito-De La Fuente, E., Carreau, P. J., Tanguy, P. A. Unconventional configuration studies to improve mixing times in stirred tanks. // *The Canadian Journal of Chemical Engineering*. 2008. Vol. 80. № 4. pp. 558–565. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450800419>

24. Kuo T.-Y., Kuo J.-C. Determination of mixing time in a ladle-refining process using optical image processing. // ISIJ International. 2011. Vol. 51. № 10. pp. 1597–1600. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.51.1597>
25. Wuppermann C., Giesselmann N., Rückert A., Pfeifer H., Odenthal H.-J., Hovestädt E. A novel approach to determine the mixing time in a water model of an AOD converter. // ISIJ International. 2012. Vol. 52. № 10. pp. 1817 - 1823. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.52.1817>
26. Kumar A., Malathi M., Godiwalla K. M., Chacko E. Z., Ajmani S. K., Ranganathan S. Cold model study of submerged peripheral gas bubbling from a cylindrical dispenser. // ISIJ International. 2014. Vol. 54. № 10. pp. 2239-2247. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.54.2239>
27. Rosseburg A., Fitschen J., Wutz J., Wucherpfennig T., Schlüter M. Hydrodynamic inhomogeneities in large scale stirred tanks – Influence on mixing time. // Chemical Engineering Science. 2018. Vol. 188. pp. 208–220. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2018.05.008>
28. Shtapura Ye.V., Bojchenko B.M., Kernicz'kij V.V., Yerak V.M. Modelyuvannya donnoyi produkcii marteni`vs`koyi vannii neitral`nim gazom. // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promy`shlennost`. 2006. №7. S.263-268.
29. Andryukhi`n R.P. Fi`zichne modelyuvannya gomogeni`zacii`yi stali` pri fi`zi`chnomu leguvanni` u vilivniczi` / R.P. Andryukhi`n, L.S. Molchanov, Ye.V. Sinegi`n // Suchasni` problemi metalurgii`yi. – 2021. – № 24. – S. 4-9. <https://doi.org/10.34185/1991-7848.2021.01.01>
30. Khabakhpasheva E. M., Perepeliczka B. V. Polya skorostej i turbulentny`kh pul`saczij pri maly`kh dobavkakh k vode vy`sokomolekulyarny`kh veshhestv // Inzhenerno fizicheskij zhurnal. 1968. T.14. № 4. S. 598-602.
31. Kutateladze S.S., Mironov B.P., Nakoryakov V.E., Khabakhpasheva E.M. E`ksperimental`noe issledovanie pristenny`kh turbulentny`kh techenij. Novosibirsk: Nauka, 1975. 166 s.
32. Kutateladze S.S. Pristennaya turbulentnost`. Novosibirsk: Nauka. 1973. 227 s.
33. Varaksin A.Yu., Romash M.E`., Kopejczev V.N. Tornado. Moskva: Fizmatlit, 2011. 344 s.
34. Tokarev M. P., Markovich D. M., Bil`skij A. V. Adaptivny`e algoritmy` obrabotki izobrazhenij chasticz dlya rascheta mgnovenny`kh polej skorosti. // Vy`chislitel`ny`e tekhnologii. 2007. T.12. № 3. S. 109-131.
35. Shiraishi T., Munezane S., Makino M. Measurement of low velocity field in a plenum using the flow visualization technique // Proc. Int. Symp. on Fluid Control and Measurement. Tokyo: Pergamon Press, 1985. S. 655-660.
36. Adrian R. J. Multi-point optical measurements of simultaneous vectors in unsteady flow - a review. // International Journal of Heat and Fluid Flow. 1986. Vol. 7. № 2. pp. 127 - 145. [https://doi.org/10.1016/0142-727X\(86\)90062-7](https://doi.org/10.1016/0142-727X(86)90062-7).
37. Akhmerova A. N., Gajnullina A. A. Sravnitel`ny`j obzor metodov realizacii` czifrovoj trassernoj vizualizacii` // Vestnik tekhnologicheskogo universiteta. 2016. T.19. №17 S. 115 – 117.
38. Mochalin A.E., Gontovoj S.V. Problemy` i perspektivy` razvitiya informacii`ny`kh tekhnologij obrabotki trasserny`kh izobrazhenij. // Vestnik Belgorodskogo gosudarstvennogo tekhnologicheskogo universiteta im. V. G. Shukhova 2013. №. 3. S. 162-165.
39. Mochali`n O. Ye., Gontovij S. V. Rozvitok i`nformacii`ny`kh tekhnologii`j obrabotki czifrovikh trasernikh zobrazhen`. // Naukovy` praczi` ChDU i`m. Petra Mogili. Seriya «Komp'yuterni` tekhnologii`yi». 2011. Vip. 130, T 143. S. 88 – 93.
40. Scarano F. Tomographic PIV: principles and practice. // Measurement Science and Technology. 2012. Vol. 24. № 1. pp. 28. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/24/1/012001>
41. Markovich D.M., Bil`skij A.V., Goby`zov O.A. Sovremennye tendenczii` razvitiya panoramny`kh opticheskikh metodov diagnostiki dlya aerodinamicheskogo e`ksperimenta. KIMILA – 2016: materialy` II Otrasl'evoj konferencii`ya po izmeritel`noj tekhnike i metrologii` dlya issledovanij letatel`ny`kh apparatov, g. Zhukovskij, 25 - 26 okt. 2016 g. / Czentral`ny`j aerodinamicheskij institut imeni professora N. E. Zhukovskogo, Zhukovskij, 2016. S. 278 - 291.
42. Poplavskij S.V., Nesterov A.Yu., Bojko V.M. Razrabotka i primenenie lazernogo doplerovskogo anemometra s pryamy`m spektral`ny`m analizom dlya issledovaniya vy`sokoskorostny`kh mnogofazny`kh potokov // Teplofizika i aeromekhanika. 2020. T 27, № 4 S.583-591.
43. Smits A. J., Lim T. T. Flow visualization: Techniques and Examples. (2nd ed.). London: Imperial College Press. 2012. 444 p. <https://doi.org/10.1142/p808>
44. Matisse P., Gorman M. Neutrally buoyant anisotropic particles for flow visualization. // Physics of Fluids. 1984. Vol. 27. № 4. pp. 759-760. <https://doi.org/10.1063/1.864702>
45. Abcha N., Latrache N., Dumouchel F., Mutabazi I. Qualitative relation between reflected light intensity by Kalliros - ope flakes and velocity field in the Couette–Taylor flow system. // Experiments in Fluids. 2008. Vol. 45. № 1. pp. 85 - 94. <https://doi.org/10.1007/s00348-008-0465-9>
46. Dominguez-Lerma M. A., Ahlers G., Cannell D. S. Effects of "Kalliroscope" flow visualization particles on rotating Couette–Taylor flow. // The Physics of Fluids. 1985. Vol. 28. № 4. pp. 1204 - 1206. <https://doi.org/10.1063/1.864997>
47. Duda D., Yanovych V., Uruba V. Simple rheoscopic flows used in teaching fluid mechanics. // Topical Problems of Fluid Mechanics conference, 16 - 18 Feb 2022 g.: Prague, 2022. pp. 37-43. <https://doi.org/10.14311/TPFM.2022.006>
48. TOV "KhTS" [Elektronnij resurs] : [Veb-sajt]. – Sini`j Perlamutr KW427 – Rezhim dostupu: <https://xtc.com.ua/ua/p650414735-perlamutr-sinij-kw427.html> (data zvernennya 28.08.2022) – Nazva z ekrana.
49. Continental Trade Sp. z o.o. [Elektronnij resurs] : [Veb-sajt]. – Pigments, KW@ Pearlescent Pigments – Rezhim dostupu: <https://www.continentaltrade.com.pl/pigments/> (data zvernennya 28.08.2022) – Nazva z ekrana.

ЗМІСТ

КУЗНЕЦОВ М.С., КРЯЧКО Г.Ю., СІГАРЬОВ Є.М.

Зміни у проектуванні і роботі накопичувальної частини доменних печей в процесі удосконалення технології плавки 5

МАЗУР І.А., ЛІСНИЙ Д.Ю., ШЕЛУДЬКО Д.О.

Дослідження динамічних процесів у гідросистемі затискання заготовки завантажувальної машини кільцевої нагрівальної печі ТПА 140 15

КАМКІНА Л.В., МІШАЛКІН А.П., КАМКІН В.Ю., МЯНОВСЬКА Я.В., ДВОРКОВИЙ О. І., ІСАЄВА Л.Є.

Моделювання впливу режиму продування ванни на масообмінні процеси та шлакоутворення у кисневому конвертері..... 27

МАЛИЙ Е.І., ЧЕМЕРИНСЬКИЙ М.С., СТАРОВОЙТ М.А.

Дослідження властивостей електродних пеків..... 38

СОЛОНЕНКО Л.І., РЕП'ЯХ С.І., УЗЛОВ К.І., КАРПОВА Т.П.

Характер механічного руйнування піщано-рідкоскляних сумішей, що структуровані у паро-мікрохвильовому середовищі..... 43

ВАКУЛЕНКО І. О., БОЛОТОВА Д. М., ПЕРКОВ О. М., ПЛІТЧЕНКО С. О.

Вплив гарячої деформації на структуру аустеніту вуглецевої сталі 50

МАМЕШИН В.С., НІЗЯЄВ К.Г., ЖУРАВЛЬОВА С.В.

Методи візуалізації гідродинамічних процесів при «холодному» моделюванні продування..... 61

ЗМІСТ 71

CONTENT 72

CONTENT

KUZNETSOV M., KRYACHKO G., SIGAREV E. CHANGES IN THE DESIGN AND OPERATION OF THE ACCUMULATORY PART OF DOMAIN FURNACES IN THE PROCESS IMPROVING FUEL TECHNOLOGY.....	5
MAZUR I., LISNYI D., SHELUDKO D. INVESTIGATION OF DYNAMIC PROCESSES IN THE HYDRAULIC SYSTEM OF CLAMPING THE WORKPIECE OF THE LOADING MACHINE OF THE RING HEATING FURNACE OF THE PIPE ROLLING UNIT 140.....	15
KAMKINA L.V., MISHALKIN A.P., KAMKIN V.YU., MIANOVSKA YA.V., DVORKOVY O.I., ISAEVA L.E. MODELING OF THE INFLUENCE OF THE BATH BLOWING MODE ON MASS EXCHANGE PROCESSES AND SLAG FORMATION IN THE OXYGEN CONVERTER	27
MALYI E.I., CHEMERINSKIY M.S., STAROVOYT M.A. RESEARCH OF PROPERTIES OF ELECTRODE PITCH.....	38
SOLOMENKO L.I., REPIAKH S.I., UZLOV K.I., KARPOVA T.P. MECHANICAL DESTRUCTION CHARACTER OF SAND-SODIUM-SILICATE MIXTURES STRUCTURED IN STEAM-MICROWAVE ENVIRONMENT	43
VAKULENLO I. ALEX., BOLOTOVA D., PERKOV O., PLITCHENKO S. EFFECT THE HOT DEFORMATION ON AUSTENITE STRUCTURE OF THE CARBON STEEL	50
MAMESHYN V.S., NIZYAYEV K.G., ZHURAVLYOVA S.V. METHODS OF VISUALIZATION OF HYDRODYNAMIC PROCESSES IN "COLD" MODELING OF BLOWING.....	61
ЗМІСТ	71
CONTENT	72

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 23.01.2022 року.

Тираж 100 примірників.

Ціна вільна

© Теорія і практика металургії, 2022

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 01/23/2022.

Circulation of 100 copies.

Price is free

© Theory and Practice of Metallurgy, 2022