

Міністерство освіти і науки України
Український державний університет науки і технологій

The Ministry of Education and Science of Ukraine
The Ukrainian State University of Science and Technologies

СУЧАСНІ ПРОБЛЕМИ МЕТАЛУРГІЇ
НАУКОВІ ВІСТІ

MODERN PROBLEMS OF METALLURGY
SCIENTIFIC BULLETIN

№ 27

Дніпро 2024

Dnipro 2024

СУЧАСНІ ПРОБЛЕМИ МЕТАЛУРГІЇ. Наукові вісті. №27, (2024). – Дніпро: УДУНТ – ІВК
«Системні технології», 2024. – 182с.

ISSN 1991-7848 (Print)

ISSN 2707-9457 (Online)

Відповідальний редактор: д.т.н., проф. Селівьорстов В.Ю.

Заступник відповідального редактора: д.т.н., доц. Селівьорстова Т.В.

Відповідальний секретар редакції: к.т.н., с.н.с. Власова Т.Є.

Редакційна колегія збірника:

Балакін В.Ф. д.т.н., проф.,
Гасик М.М. д.т.н., проф. (Фінляндія),
Губінський М.В. д.т.н., проф.,
Гуда А.І., д.т.н., доц.,
Єрьомін О.О., д.т.н., проф.,
Критська Т.В., д.т.н., проф.,
Пінчук В.О., д.т.н., проф.,
Пройдак Ю.С. д.т.н., проф.,
Саричев О.П., д.т.н., проф.,
Светличний Д.С. д.т.н., проф. (Польща),
Селівьорстов В.Ю., д.т.н., проф.,
Тараканов А.К. д.т.н., проф.,
Фролов Я.В., д.т.н., проф.

Збірник друкується за рішенням Вченої Ради
Українського державного університету науки і технологій
від 31.01.2024 р., № 6

Адреса редакції збірника:
49005, м. Дніпро, пр. Науки, 4,
Український державний університет науки і технологій
ННІ «Інститут промислових та бізнес технологій»,
кафедра Інформаційних технологій і систем,
e-mail: st@nmetau.edu.ua
+3 8 (097) 685 45 25

© Український державний університет науки і технологій
ННІ «Інститут промислових та бізнес технологій»,
ІВК «Системні технології», 2024.

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.01

УДК 621.774. 35

В.Ф. Балакін, І.А. Соловйова, Ю.М. Николаєнко

ПРОЄКТУВАННЯ МАРШРУТІВ ВИРОБНИЦТВА ТРУБ З ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ НА СТАНАХ ХПТР

Анотація. Для проєктування варіантів маршрутів виробництва холоднокатних труб з титанових сплавів необхідно: використовувати в кожному проході маршруту всі можливі варіанти обладнання для холодної прокатки металу, обмежуватися уніфікованими розмірами діаметрів та товщини стінки заготовок, розміри вихідної заготовки обмежувати сортаментом заготовок та використовувати режими деформації, що забезпечують максимальне використання пластичних властивостей металу. Метою дослідження є аналіз методик розрахунку маршрутів, технологічних карт, технології, основного та допоміжного обладнання для виробництва труб на станах холодної прокатки труб роликами (ХПТР) з титанових сплавів. Розроблені алгоритми та програмне забезпечення дозволяють вирішити питання проєктування маршрутів виробництва холоднокатаних труб з титанових сплавів на станах ХПТР на базі математичних моделей процесів деформації.

Ключові слова: заготовка, труба, титановий сплав, абсолютне обтиснення, деформація, методика, математична модель, статистичний аналіз.

Постановка проблеми та мета дослідження

Виробництво холоднодеформованих труб одних і тих же видів, та розмірів призводить до використання різних технологічних схем їх виготовлення, із заготовки різних розмірів за різне число циклів деформації. Під час проєктування варіантів маршрутів виробництва холоднокатаних труб з титанових сплавів необхідно:

- використовувати в кожному проході маршруту всі можливі варіанти обладнання для холодної прокатки металу;
- обмежуватися уніфікованими розмірами діаметрів та товщини стінки заготовок;

© Балакін В.Ф., Соловйова І.А., Николаєнко Ю.М., 2024

- розміри вихідної заготовки обмежувати сортаментом заготовок та використовувати режими деформації, що забезпечують максимальне використання пластичних властивостей металу [1, 2].

Метою роботи є аналіз методик розрахунку маршрутів, технологічних карт, технології, основного та допоміжного обладнання для виробництва труб з титанових сплавів станах ХПТР. На підставі цих даних розробити алгоритм розрахунку маршрутів та технологічних карт для виробництва труб на станах ХПТР та відповідний програмний комплекс [2].

Матеріали і результати досліджень

Для розрахунку маршруту прокатки для виробництва холоднокатаних труб з титанових сплавів на станах ХПТР використовується удосконалена методика [3]. Абсолютне обтиснення по діаметру при прокатці труб з титанових сплавів на станах ХПТР наведено в таблиці 1.

Таблиця 1

Абсолютне обтиснення по діаметру при прокатці труб на станах ХПТР (титанові сплави ПТ-1М, ПТ-7М)

Діапазон діаметрів, мм		Абсолютне обтиснення по діаметру, ΔD , мм
мінімальне значення, D_1	максимальне значення, D_2	
3	18	2
19	32	3
33	58	4
59	75	5

На підставі практичних даних побудовані аналітичні залежності (лінії регресії) абсолютного обтиснення по діаметру від діаметру готових труб. Розглянуто два варіанта ліній регресії: лінійна, степенева. Статистичний аналіз залежностей (див. табл. 1 та рис. 1, показник детермінації) дає можливість вибору тієї функції, яка адекватно відображає практичні (експериментальні) дані, тобто розрахунок якої з округленням до цілих дає мінімальну похибку:

$$\begin{aligned} \Delta D &= 0,0494 \cdot D + 1,6549 \\ R^2 &= 0,90 \end{aligned} \tag{1}$$

Розрахунок діаметра заготовки здійснюється відповідно залежності:

$$D \in [D_1; D_2] \rightarrow D_0 = D + \Delta D. \quad (2)$$

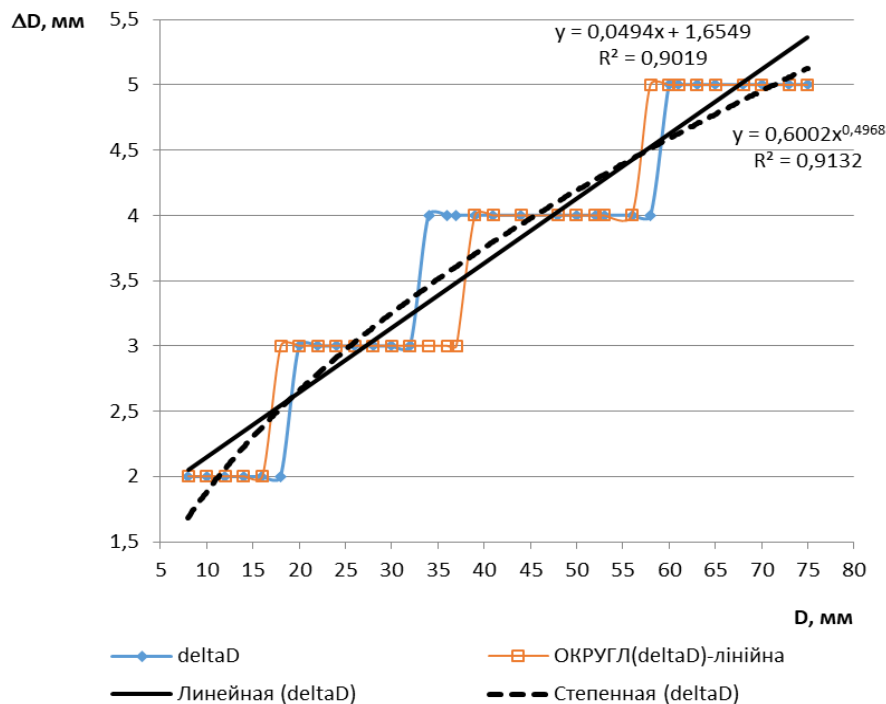


Рисунок 1 – Розрахунок ліній регресії для визначення ΔD по практичним даним

За результатами аналізу виявлено, що лінійна лінія регресії при округленні до цілих дає найменшу похибку (стандартне відхилення) при порівнянні практичних та статистичних даних.

На підставі даних (рис. 2) відповідно до типу сталі, товщини стінки труби та заготовки і типорозміру стана ХПТР виведені формули залежності максимально можливої товщини стінки труби від товщини стінки заготовки відповідно. Залежності мають вид лінійних функцій від t_{20m} , тобто $a \cdot t_{20m} + b$, де коефіцієнти a , b залежать від типорозміру стана (див. рис. 2, табл. 2).

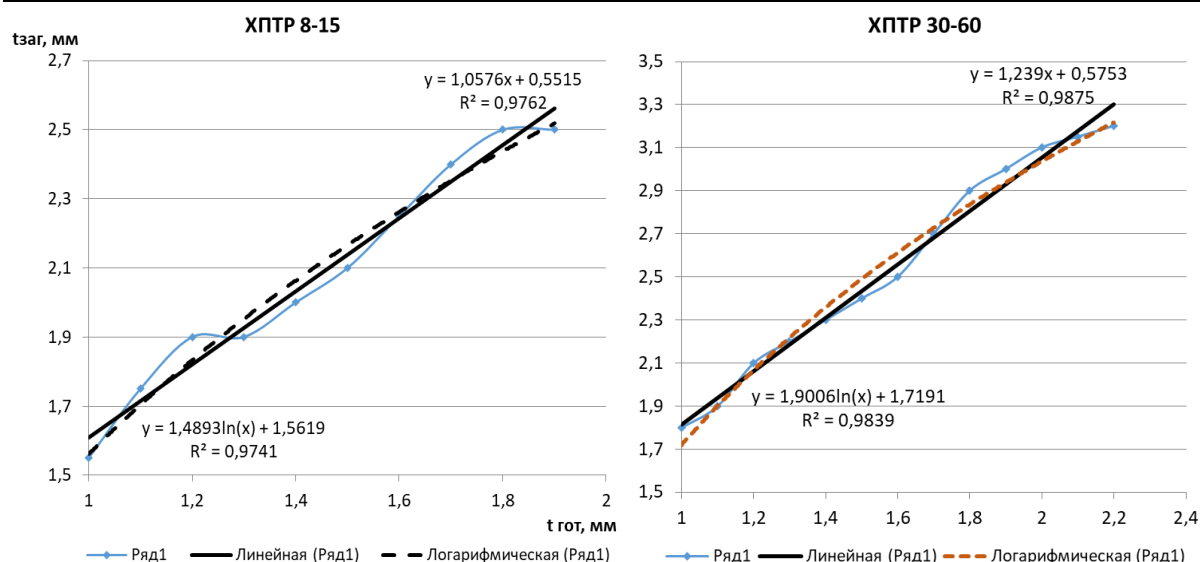


Рисунок 2 – Розрахунок ліній регресії для визначення товщини стінки заготовки з титанового сплаву

Таблица 2

Апроксимация функциями значений толщины стінки заготовки з титанового сплаву

Стан ХПТР	Рівняння регресії
ХПТР 8-15	$t_0 = 1,0576 \cdot t + 0,5515$
ХПТР 15-30	$t_0 = 1,3 \cdot t + 0,39$
ХПТР 30-60	$t_0 = 1,239 \cdot t + 0,5753$
ХПТР 60-120	$t_0 = 1,1196 \cdot t + 1,1321$

Це дає можливість автоматизувати розрахунок маршруту прокатки на станах ХПТР (рис. 3) по моделям та використовувати отримані розраховані величини для автоматизованого розрахунку технологічної карти по маршруту (рис. 4). Всі розрахунки об'єднані в одній програмі.

	A	B	C	D	E	F
1	Розрахунок маршруту	Тип проходу	Готова	До вибору розрахунків		
2	Вхідні дані			Позначення		
3	Діаметр готової труби			D	8	Перевірка вихідних даних
4	Товщина стінки готової труби			T	1.1	Перевірка вихідних даних
5	Пропонується тип стану			8 8-15		
6	Розрахункові дані			Розрахунок		
7	Розрахунок максимально допустимого deltaD			2.0		$=0.0494 \cdot D^3 + 1.6549$
8	Розрахунок товщини стінки заготовки			Tz	1.7	To
9						
10	Діаметр заготовки			Dz=D+deltaD	10	$=1.0576 \cdot D^4 + 0.5515$
11	Товщина стінки заготовки			Tz	1.7	$= (D \cdot 10 - D \cdot 11) \cdot D \cdot 11 / ((D \cdot 3 - D \cdot 4) \cdot D \cdot 4)$
12						
13	Коефіцієнт витяжки по проході			μ	1.87	$= 1 - 1/D \cdot 13$
14						
15	Ступінь деформації за проход			ε	0.47	
16						
17	Допустиме значення середнього частинного витягу на станах ХПТР			μ _с	1.04	
18	ctrok			2		
19	ctov			1		
20	Довжина ділянки обтиску			l _{обт}	170	

Визначення розмірів заготовки

Визначення розмірів заготовки про прокатці труб на станах ХПТР

Вхідні дані

Тип змазки:

Рідке мило

Коефіцієнт тертя:

0.09

Марка сталі:

ПТ-1М

Діаметр готової труби:

8

Товщина стінки труби:

1

Справка

Розрахункові дані

Тип стану:

ХПТР 8-15

Діаметр заготовки:

10

Товщина стінки заготовки:

1.67

Допустиме обтискання:

2

Розрахунок

Рисунок 3 – Розрахунок маршруту прокатки на стані ХПТР

При проектуванні технологічних карт перед користувачем з'являється вікно, у якому можна вибрати один з трьох варіантів технологічних схем для данного маршруту виробництва, що формує список допоміжних операцій в технологічній карті (див. рис. 4):

- після ХПТР перед волочінням;
- після ХПТР перед ХПТР;
- після ХПТР перед здачею.

При виборі відповідного маршруту з'являється вікно (див. рис. 4 а) яке містить у собі список операцій відповідний даному маршруту, та списки з обладнанням і поля з критеріями вибору даного обладнання, що передбачають вибір за умовами:

- витратний коефіцієнт металу;
- вартість операції на тонну продукції;
- продуктивність обладнання.

Такий підхід дає можливість оптимізувати вибір обладнання при вдосконаленні існуючого або проектуванні нового виробництва.

Розрахунок технологічної карти після ХПТР перед

Стр.1	Стр.2
Огляд зовнішньої поверхні 100% труб	Стелаж інспекційний L=5м 1
Ремонт дефектів	Безцентрово-шліфувальний верстат для діам: 2
Контроль геометричних розмірів 100% труб	Комплекс приладів для у/з контр. труб D = 3,4 2
Піскоструминна обробка	Машина для поштучн. обробки труб з внутр. і 2
Гідро-, пневмо-і інші випробування труб	Оборудование для отбора образцов 4 2
Пасивування	Ванна для пасивуючого розчину 1 4
Порізка труб, обрізка кінців	Трубообрізний станок МП-65 2
Огляд зовнішньої поверхні 100% труб	Стелаж інспекційний L=5м 1
Ремонт дефектів	Безцентрово-шліфувальний верстат для діам: 2
Продування стисненим повітрям	Оборудование для продувки 4 2
Стилоскопіювання	Стилоскоп "Спектр" L<=5 м 2
Упаковка;	Пакувальна машина ПМЦ L<=10 м 2
Зважування	Ваги стаціонарні платформені 86 П-5т 2

а

№	А	В	С	Д	Е	Ф	Г	Н	І	К	Л	М	Н
№	Дт, мм	Ст, мм	Гт, мм	Довжина труб	Коэф. Виттягання	Тип стану ХПТР	Проміжні операції	Кількість труб	Витрати по масі				
77	0	10,0	1,7	44,82	m		ХПТР-здача	1м	1труба	Усіх труб	%	кг	
78	1	8	1,1	23,84	7,17	1,87	порізка труб, обрізка кінців	1	0,34841	1,40	1,39763	4,25%	0,05939911
79	2	8	1,1	23,84	6,61		Торцювання і зняття фаски труб;	1	0,18671	1,34	1,33823	7,75%	0,1037126
80							Знежирення (видалення мастила);						
81							Піскоструминна обробка;						
82							Огляд внутрішньої поверхні 100% труб з пакету;						
83							Термообробка; правка;						
84							Відбір зразків для випробувань;						
85							Торцювання і зняття фаски труб						
86							Травлення; правка						
87							Електропідігрівка;						
88							Пасивування;						
89							Огляд внутрішньої поверхні 100% труб з пакету;						
90							Огляд зовнішньої поверхні 100% труб з пакету;						
91							Ремонт дефектів;						
92							Контроль геометричних розмірів 100% труб з пакету;						
93							Піскоструминна обробка;						
94							Гідро-, пневмо-і інші випробування труб;						
95							пасивування;						
96							Порізка труб, обрізка кінців;						
97							Огляд зовнішньої поверхні 100% труб з пакету;						
98							Ремонт дефектів						
99							Продування стисненим повітрям;						
100							Стилоскопіювання;						
101							Упаковка, зважування						
102													

б

Рисунок 4 – Технологічна карта по маршруту:

а – операція – обладнання; б – розрахунок параметрів технологічної карти

Висновки

Проведено аналіз методик розрахунку маршрутів, технологічних карт, технології, основного та допоміжного обладнання для виробництва холоднокатаних труб на станах ХПТР. Розроблені алгоритми та програмне забезпечення дозволяють вирішити питання проектування маршрутів виробництва холоднокатаних труб з титанових сплавів на станах ХПТР на базі математичних моделей процесів деформації.

ЛІТЕРАТУРА

1. Соловійова І.А. Розроблення багатоваріантної технології, дослідження та впровадження раціональних режимів виробництва холоднодеформованих труб: дис. ... канд. техн. наук: 05.16.05 / Соловійова Інна Анатоліївна. - Дніпропетровськ, 1987. - 200 с.
2. Розробка алгоритмів і програмного забезпечення розрахунку параметрів виробництва холоднодеформованих труб прокаткою на станах ХПТР / В.Ф. Балакін, О.Н. Земляна, І.А. Соловійова, Ю.М. Ніколаєнко // X міжнародна науково-технічна конф. «Пластична деформація металів». - Дніпропетровськ: НМетАУ, 2014. - Т. 2. - С. 215-218.
3. Проектування комбінованих маршрутів виробництва холоднодеформованих труб. В.Ф. Балакін, І.А. Соловійова, Ю.М. Ніколаєнко, К.С. Білан // Системні технології. Системні технології. - 2017. - №4. - С. 56-62.

REFERENCES

1. Soloviova I.A. Razrabotka mnogovariantnoy tehnologii, issledovanie i vnedrenie ratsionalnykh rezhimov proizvodstva holodnodeformirovannykh trub: dis. ... kand. tehn. nauk: 05.16.05 / Soloviova Inna Anatolevna. - Dnepropetrovsk, 1987. - 200 s.
2. Razrabotka algoritmov i programmogo obespecheniya rascheta parametrov proizvodstva holodnodeformirovannykh trub prokatkoj na stanah HPTR / V.F. Balakin, O.N. Zemlyanaya, I.A. Soloviova, Yu.N. Nykolayenko // X mezhdunarodnaya nauchno-tehnicheskaya konf., «Plastichnaya deformaciya metallov». - Dnepropetrovsk: NMetAU, 2014. - T. 2. - S. 215-218.
3. Proektuvannia kombinovanykh marshrutiv vyrobnytstva kholodnodeformovanykh trub / V.F. Balakin, I.A. Soloviova, Yu.M. Nykolayenko, K.S. Bilan // Systemni tekhnolohii. - 2017. - №4. - S. 56-62.

Received 05.02.2024.

Accepted 25.03.2024.

UDC 621.774.35

V. Balakin, I. Soloviova, Yu. Nykolayenko

DESIGN OF PIPE PRODUCTION ROUTES MADE OF TITANIUM ALLOYS ON MILLS OF COLD ROLLING OF PIPES WITH ROLLERS

In order to design variants of routes for the production of cold-rolled pipes from titanium alloys, it is necessary to: use in each pass of the route all possible variants of equipment for cold rolling of metal, be limited to uniform dimensions of the diameters and wall thickness of the blanks, limit the dimensions of the initial blank to the range of blanks

and use deformation modes that ensure maximum use plastic properties of metal. The purpose of the study is to analyze the method of route calculation, technological maps, technology, main and auxiliary equipment for the production of pipes from titanium alloys on mills of cold rolling of pipes with rollers. On the basis of these data, develop an algorithm for calculating routes and technological maps for the production of pipes on mills for cold rolling of pipes with rollers and the corresponding software complex. The work uses an improved method of calculating the rolling route for the production of cold-rolled titanium alloys from pipes on a cold rolling mill with rollers. On the basis of practical data, analytical dependences of the absolute compression along the diameter on the diameter of the finished pipes were constructed. Two variants of regression lines are considered: linear, power. Statistical analysis of dependencies makes it possible to choose the function that adequately reflects the experimental data, that is, the calculation of which with rounding to integers gives the minimum error. Derived formulas of dependence of the maximum possible thickness of the pipe wall on the wall thickness of the workpiece according to the type of steel, the thickness of the pipe wall and the workpiece, and the standard size of the mill for cold rolling of pipes with rollers. The developed algorithms and software make it possible to solve the issue of designing routes for the production of cold-rolled pipes from titanium alloys on the mills of cold rolling of pipes with rollers on the basis of mathematical models of deformation processes.

Keywords: workpiece, pipe, titanium alloy, absolute compression, deformation, mathematical model, statistical analysis

Балакін Валерій Федорович, професор кафедри теорії, технології та автоматизації металургійних процесів, Український державний університет науки і технологій
Соловійова Інна Анатоліївна, доцент кафедри теорії, технології та автоматизації металургійних процесів, Український державний університет науки і технологій
Николаєнко Юлія Миколаївна, ст. викладач кафедри теорії, технології та автоматизації металургійних процесів, Український державний університет науки і технологій

Balakin Valeryh, professor of the Department of Theory, Technology and Automation of Metallurgical Processes, Ukrainian State University of Science and Technology

Soloviova Inna, associate professor of the Department of Theory, Technology and Automation of Metallurgical Processes, Ukrainian State University of Science and Technology

Nykolayenko Yulia, senior lecturer of the Department of Theory, Technology and Automation of Metallurgical Processes, Ukrainian State University of Science and Technology

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.02

УДК 620.91

І.Ю. Білоус, О.О. Голубенко

ЕНЕРГОСПОЖИВАННЯ ШКОЛИ В УМОВАХ НЕПОВНОЇ ЗАЙНЯТОСТІ ДЛЯ РІЗНИХ РЕЖИМІВ ОПАЛЕННЯ ПРИМІЩЕНЬ

Анотація. У статті розглядається актуальна проблема зниження енергоспоживання в українських школах. Дослідження фокусується на енергоефективному використанні шкільних просторів в умовах неповної зайнятості приміщень. Методи аналізу включають енергетичне моделювання в DesignBuilder. Основні результати показують, що розміщення класних кімнат одна-над-одною забезпечує найвищу енергоефективність, на 22,3% вищу порівняно з іншими конфігураціями. Також виявлено, що без модернізації опалювальної системи неможливо забезпечити комфортні умови у холодні періоди. Результати цієї роботи важливі для розробки стратегій управління шкільними просторами в умовах неповної зайнятості приміщень.

Ключові слова: споживання теплової енергії, енергетичне моделювання будівель, тепла ізоляція будівель.

Вступ

В останні роки перед Україною постало багато викликів. Війна не лише завдала великих збитків, але й в значній мірі змінила повсякдення.

Навчальний процес в школах також зазнав величезних змін. Щонайменше 1,7 мільйони дітей іммігрували за кордон [1], решта зіткнулась з значними проблемами в навчальному процесі.

Дистанційне навчання стало одним з виходів з ситуації, проте певна група школярів не має можливості нормально навчатись в домашніх умовах. При цьому ж значне скорочення кількості учнів ставить під питання доцільність експлуатації будівель шкільних закладів в режимах довоєнного часу.

Данна стаття, ставить за мету дослідити альтернативу типовому режиму експлуатації будівель шкіл, щоб ефективно задовільнити потреби школярів, при цьому скоротивши енергоспоживання школи.

В основі підходу лежить використання частини навчальних класів в умовах законсервованої школи, а також має а мету запропонувати оптимальне розміщення таких приміщень для максимізації економії. Особлива увага приділяється аналізу ефективності використання енергоресурсів.

В подальшому, це дослідження може бути використати для оптимізації витрат та підвищення ефективності управління шкільними просторами.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

У контексті сучасних викликів, що стоять перед освітніми установами, зокрема у питанні оптимізації використання шкільних приміщень в умовах неповної зайнятості, важливо звернути увагу на останні наукові дослідження в цій галузі.

Недавні дослідження в області оптимізації систем опалення, вентиляції та кондиціонування підкреслюють значний потенціал зниження енергоспоживання в шкільних приміщеннях. Використання інтелектуальних систем, які адаптуються до реального числа людей у приміщенні, дозволяє не тільки знижувати витрати на енергію, але й підтримувати оптимальний мікроклімат для учнів і вчителів [2-4].

Окремі дослідження акцентують увагу на важливості створення комфортного навчального середовища, звертаючи увагу на такі параметри, як якість повітря (рівень CO₂), температуру, вологість, і освітленість [5-9]. [6] приділяє основну увагу тепловому комфорту в дошкільним навчальних закладах, в [7] досліджується вплив теплового захисту на комфорт, а [8] та [9] фокусуються на якості повітря. Контроль цих параметрів може значно покращити умови перебування учнів у школі, що, в свою чергу, позитивно впливає на їхнє здоров'я, благополуччя та навчальну ефективність.

Використання інноваційних технологічних рішень, таких як інтелектуальні сенсори та системи управління будівлями, може надати керівництву шкіл інструменти для більш точного моніторингу і адаптації шкільного простору під змінні потреби, проте такі дослідження ж більш актуальними за умови нормальної експлуатації будівлі. Проте реалізація

інтелектуального керування мікрокліматом будівлі є непростю задачею з точки зору апаратного забезпечення [10].

При цьому ж існує відчутний дефіцит досліджень, присвячених гнучкості використання простору в школах, особливо у контексті неповної зайнятості. Перепланування приміщень для створення багатофункціональних зон, які можна адаптувати під різні потреби, відкриває шляхи для більш ефективного використання ресурсів і простору. Це також включає в себе можливість оптимізації експлуатації лише частини приміщень залежно від поточних потреб школи.

Узагальнюючи, можна стверджувати, що сучасні дослідження в області оптимізації умов експлуатації шкільних приміщень у світлі неповної зайнятості відкривають нові перспективи для підвищення ефективності використання ресурсів і створення оптимальних умов для навчання і розвитку учнів.

Мета дослідження

Метою даного дослідження є вивчити підходи до використання приміщень за умови неповної зайнятості та надати рекомендації щодо найбільш енергоефективних рішень в цьому питанні.

Основні матеріали дослідження

Об'єктом дослідження є імітаційна модель будівлі середньої загальноосвітньої школи, що базується на реально існуючій будівлі СЗШ розташованій в Івано-Франківській області. Школа має три поверхи та типову для шкіл Н-подібну форму. Рік побудови 1966. Загальна площа будівлі 1959,35м².

Огороджуючі конструкції будівлі мають наступну конфігурацію:

- стіни — червона цегла 0,525м без додаткової ізоляції;
- вікна — металопластиковий профіль, двокамерні (заміна вікон проводилася нещодавно);
- підлога — підлога по ґрунту, бетонна плита 0,25м, фініш; приведений коефіцієнт теплопередачі 0,31Вт/(м²К),
- дах — бетонна плита 0,25м, бітум.

Опір огорожень будівлі представлений в табл.1.

Опалення забезпечене власною газовою котельнею, система тепlopостачання — водяна, двотрубна, система механічної вентиляції та рекуперації відсутня.

При цьому, будівля розглядається в частково «законсервованому» стані, тобто, система опалення та ГВП будівлі не експлуатується, а більшість приміщень залишаються неопалювальними.

З будівлі виділяється блок класів з п'яти класів, які можуть бути використані для перебування в них учнів, та пропонується розглянути оптимальне розміщення дітей в трьох із них.

Опалення цих приміщень забезпечується нагрівачами для забезпечення комфортних умов перебування дітей в приміщеннях без необхідності експлуатувати систему опалення шкільного закладу.

З метою узагальнення результатів, огорожуючі конструкції будівлі були доведені до мінімальних значень згідно ДБН В.2.6-31:2016 та ДБН В.2.6-31:2021 [11,12]. Різниця між теплофізичними властивостями реальної та промодельованої будівлі наведена в таблиці 1.

Таблиця 1

Коефіцієнт теплопередачі огорожувальних конструкцій, використані в моделях, Вт/(м²К)

Тип огороження	Існуючий стан	ДБН В.2.6-31:2016	ДБН В.2.6-31:2021
зовнішні стіни	0,8	0,303	0,25
вікна	1,67	1,33	1,11
дах	0,89	0,167	0,143

Дослідження проводилось на основі енергетичного моделювання будівлі в програмному середовищі DesignBuilder [13].

DesignBuilder дозволяє проводити динамічне моделювання енергоспоживання будівлі з урахуванням детального відображення графіків присутності людей, обладнання та освітлення. Також, програма враховує перетопи між приміщеннями, що критично для даного дослідження.

До того ж, DesignBuilder дозволяє використовувати погодні данні кліматичного файлу IWEC [14], що враховують температури зовнішнього повітря, вплив вітру та сонця в суб-годинних часових інтервалах.

В цілях дослідження з будівлі був виділений блок з п'яти навчальних кімнат (рис. 1.):

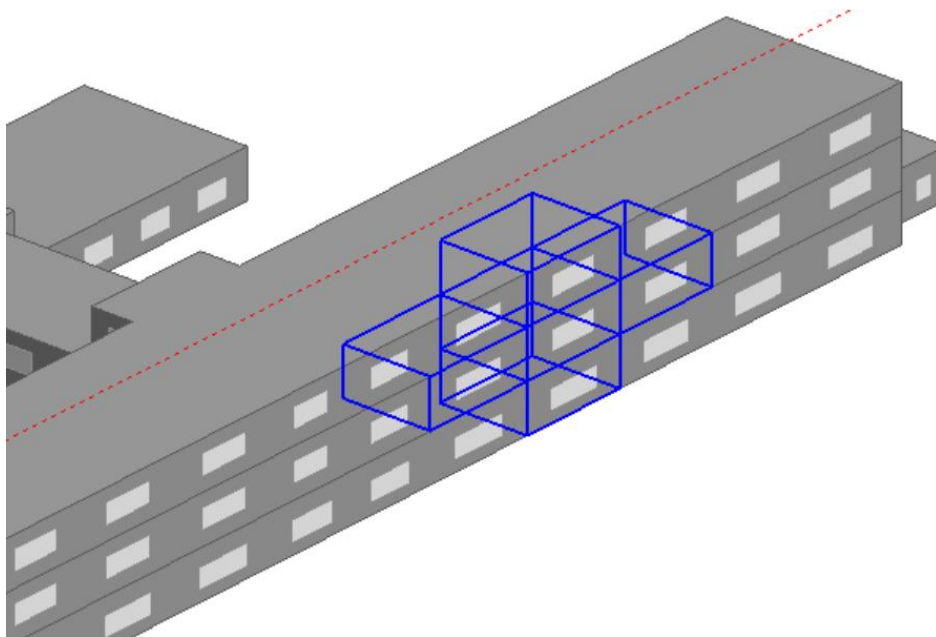


Рисунок 1 – Досліджувані приміщення будівлі

Репрезентативні приміщення мають опалювальну площу $45\text{--}48\text{м}^2$, в залежності від розміщення приміщень. Площа стін, що контактують з неопалювальними приміщеннями сягає $75,5\text{м}^2$, площа зовнішньої стіни не перевищує 30м^2 , скління задане на рівні 30%.

Класні кімнати для дослідження були обрані з ряду причин:

- В будівлі обмежена кількість класних кімнат розташованих один-над-одною;
- Розмір обраних кімнат є репрезентативним для даної будівлі;
- Приміщення спрямовані на Південь, тобто, для цих приміщень сонячні теплонадходження є максимальними.

Надалі, для подальшого дослідження, були розроблені 4 конфігурації розміщення експлуатуємих приміщень одне відносно одного. Запропоновані конфігурації наведені на рисунку 2:

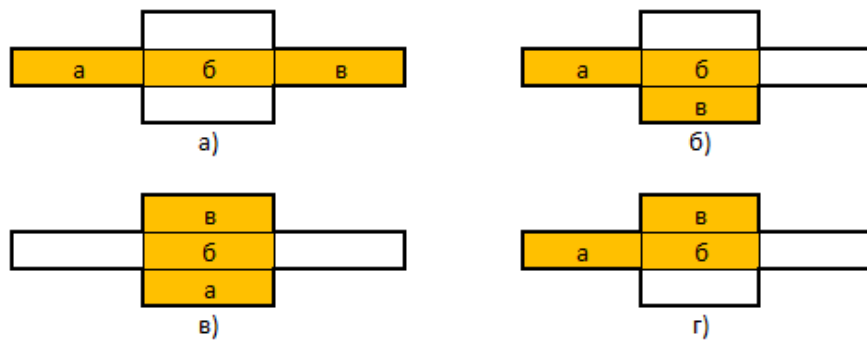


Рисунок 2 – Запропоновані приклади розміщених приміщень при неповній зайнятості будівлі: а) Без контакту з дахом та підлогою (конфігурація А); б) контакт з однією зовнішньою стіною та підлогою (конфігурація Б); в) без контакту з зовнішніми стінами (конфігурація В); г) контакт з однією стіною та дахом (конфігурація Г).

Кожна з досліджуваних конфігурацій має свої переваги, а саме:

- Конфігурація А – приміщення контактують в більшості з неопалювальними приміщеннями, відсутність контакту з дахом та підлогою по ґрунту.
- Конфігурація Б – відсутність контакту з дахом будівлі, доступ до одного з приміщень відбувається через перший поверх будівлі.
- Конфігурація В – мінімальна кількість контакту з неопалювальними приміщеннями, потенційні теплонадходження від даху.
- Конфігурація Г – відсутність контакту з підлогою по ґрунту, потенційні теплонадходження від даху будівлі.

Для приміщень, що експлуатуються, були розроблені графіки присутності людей, використання освітлення та обладнання, а також графік опалення (рис. 3) з урахуванням типових свят та канікул.

Таблиця 2

Графік використаний для приміщень з присутністю людей

Система опалення			Присутність людей, використання обладнання та освітлення		
Година	Пн-Пт	Вихідні та святкові дні	Година	Пн-Пт	Вихідні та святкові дні
00:00-6:00	Відімкнено	Відімкнено	00:00-6:00	0	0
6:00-7:00	16°C	Відімкнено	6:00-8:00	0	0
7:00-15:00	20°C	Відімкнено	8:00-15:00	100%	0
15:00-16:00	16°C	Відімкнено	15:00-16:00	0	0
16:00-24:00	Відімкнено	Відімкнено	16:00-24:00	0	0

В приміщеннях введено регулювання опалювальних приладів з цільовим рівнем температури повітря встановленому на рівні 20°C згідно з [15].

В цілях економії, пропонується повністю вимикати нагрівачі з 16:00 до 6:00, оскільки будівля законсервована та ризик пошкодження будівлі відсутній, проте, за дві години до початку навчального процесу пропонується прогрівати приміщення для досягнення нормального рівня температури на момент прибуття людей.

Першим кроком в дослідженні стало визначення ефективності розміщення приміщень на основі енергоспоживання системою опалення для будівель з трьома рівнями теплоізоляції згаданими вище. Результати моделювання споживання системою опалення в річному зрізі наведені на рисунку 3:

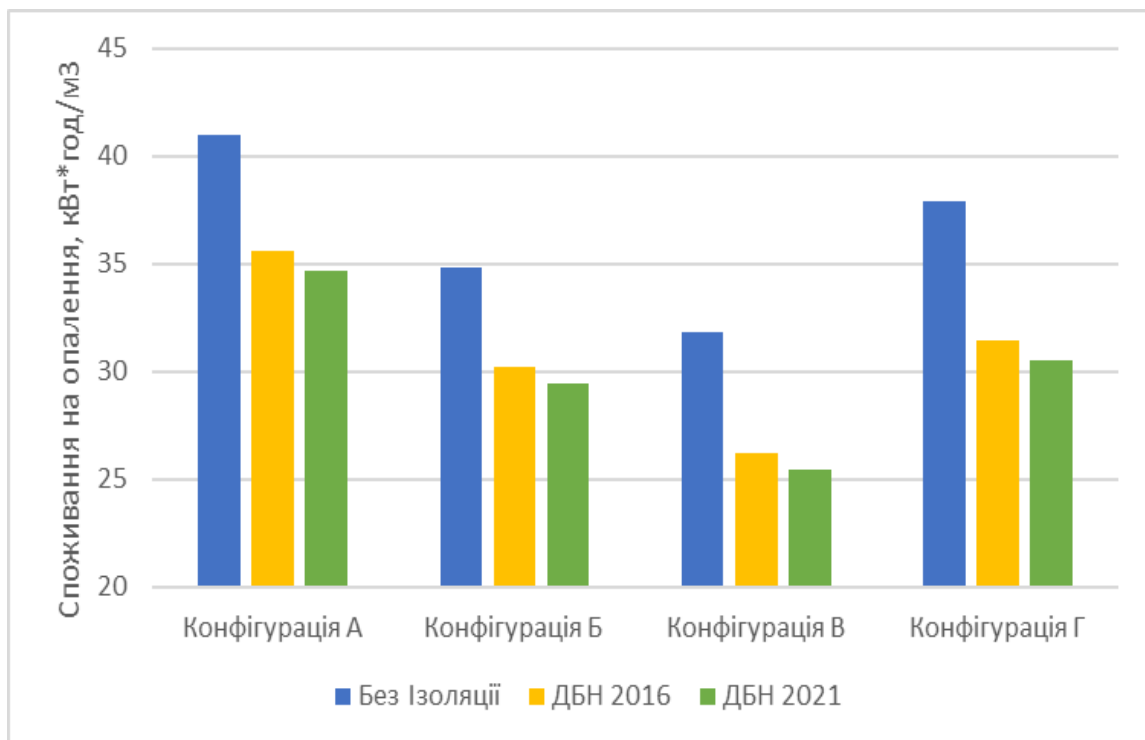


Рисунок 3 – Питоме споживання енергії системою опалення для різних конфігурацій розміщення приміщень та різних рівнів ізоляції будівлі

Аналіз річного споживання енергії на опалення показує, що, Конфігурація В є найкращою з точки зору енергоефективності, показуючи як мінімум на 8,5% менше споживання відносно інших варіацій (22,3% відносно А, 8,5% відносно Б та 16% відносно Г).

Таке покращення викликано меншою значно площею огорожуючих конструкцій що контактують з неопалювальними приміщеннями.

До того ж, варіант В очікувано є найбільш чутливим до покращення теплоізоляції будівлі, оскільки контактує з дахом. Покращення до рівня ДБН 2016 року зменшує споживання енергії на 17,7%, а до рівня ДБН 2021 року на 20,2%.

Конфігурація А призводить до найбільшого споживання енергії. Таким чином, можна зробити висновок, що експлуатація лише одного поверху будівлі не є ефективним рішенням, тим самим, виключаючи використання, наприклад, ряду приміщень на першому поверсі з метою поліпшення доступу до навчальних класів.

Конфігурації Б та Г є близькими по енергоспоживанню, тобто, сонячні теплонадходження на дах не перекривають втрати через огорожуючі конструкції. До того ж, зі збільшення рівня ізоляції будівлі різниця між цими випадками знижується (8,2%, 3,8% та 3,6% для будівлі без ізоляції, утепленої до нормативу 2016 та 2021 років відповідно), що дає змогу припустити, що для будівель з високим рівнем ізоляції даху режим Г буде більш вигідним.

Іншим важливим чинником для можливості впровадження таких режимів експлуатації будівель є комфортність перебування людей в приміщеннях.

Для цього для випадку В, як найбільш ефективного проведений аналіз температури повітря та радіаційної температури, як репрезентативних показників термічної комфортності в приміщенні в почасовому зрізі.

Коливання температури повітря та радіаційної температури для кожного з приміщень для найхолоднішої доби серед навчальних днів (за результатами моделювання це 9 січня) досліджуваного року (2020р.) приведені на рисунках 4 та 5:

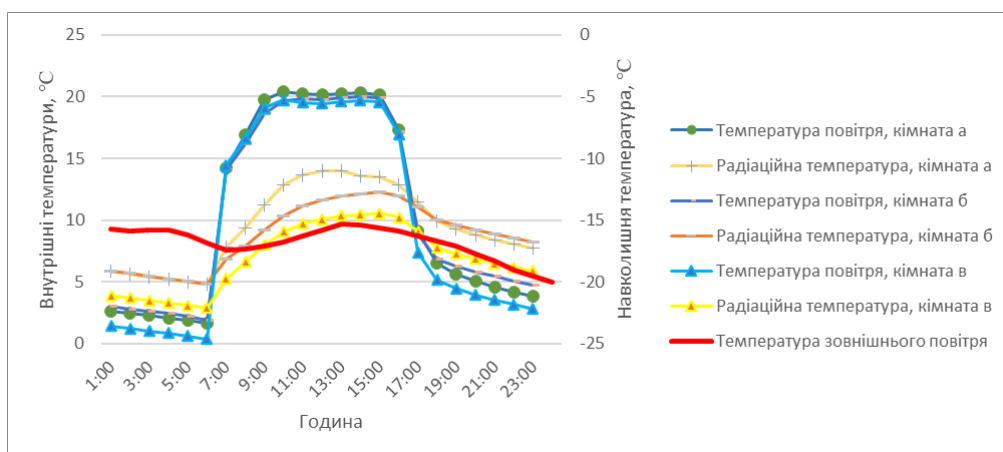


Рисунок 4 –Температура повітря та середня радіаційна температури для найхолоднішої доби року, випадок будівлі без ізоляції

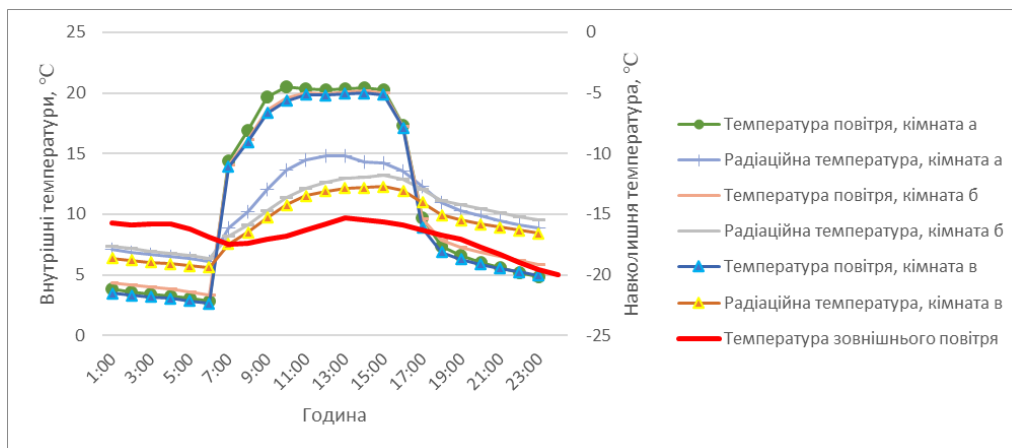


Рисунок 5 – Температура повітря та середня радіаційна температури для найхолоднішої доби року, випадок будівлі утепленої до вимог ДБН 2016 року

Аналіз показує значне зниження радіаційної температури відносно температури внутрішнього повітря, яка в найгіршому варіанті (будівля без ізоляції, кімната в) досягає 8°C в часи перебування людей в будівлі, що звісно, не є комфортними умовами.

Ситуацію покращує збільшення ізоляції будівлі, таким чином, можна досягти температури 10°C для цього самого випадку.

Виходячи з отриманих результатів, впровадження таких режимів зайнятості без попередньої модернізації будівлі не рекомендується, виходячи з міркувань комфортності перебування в приміщеннях.

Також на графіках помітне різке зростання температури повітря в кімнаті, що свідчить про високу потужність приладів опалення. Результати симуляції потужності системи опалення наведені на рисунку 6:

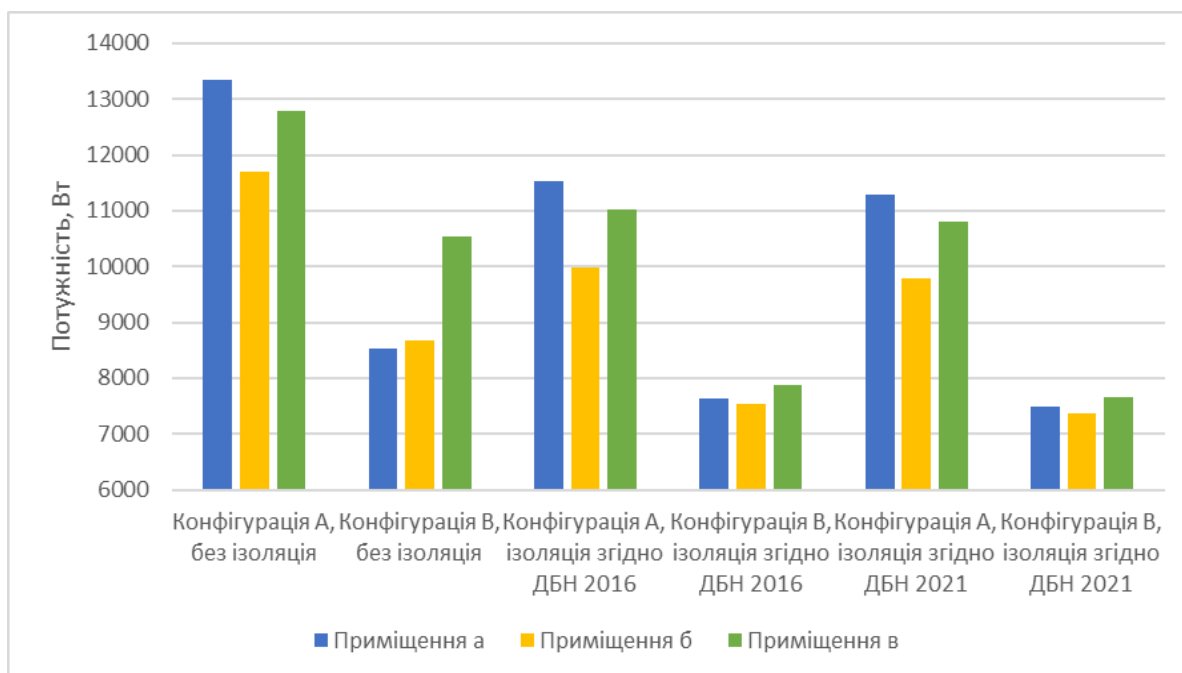


Рисунок 6 – Необхідна потужність системи опалення при впровадженні заходу

Необхідна потужність коливається від 7,3 до 13,4 кВт. Таким чином, рекомендувати запропоновані режими експлуатації можна в двох випадках: якщо в будівлі наявна система централізованого опалення з регулюванням на приладах опалення, або за умови суттєвого збільшення потужності локальних опалювальних приладів.

Оскільки більш типовим випадком є теплова потужність опалювальних приладів в приміщенні близько 2кВт. Аналіз внутрішніх температур для вертикального розміщення приміщень з типовою потужністю опалювальних приладів та доведеними до мінімальних вимог ДБН 2021 огорожувальними конструкціями наведено на рисунку 7:

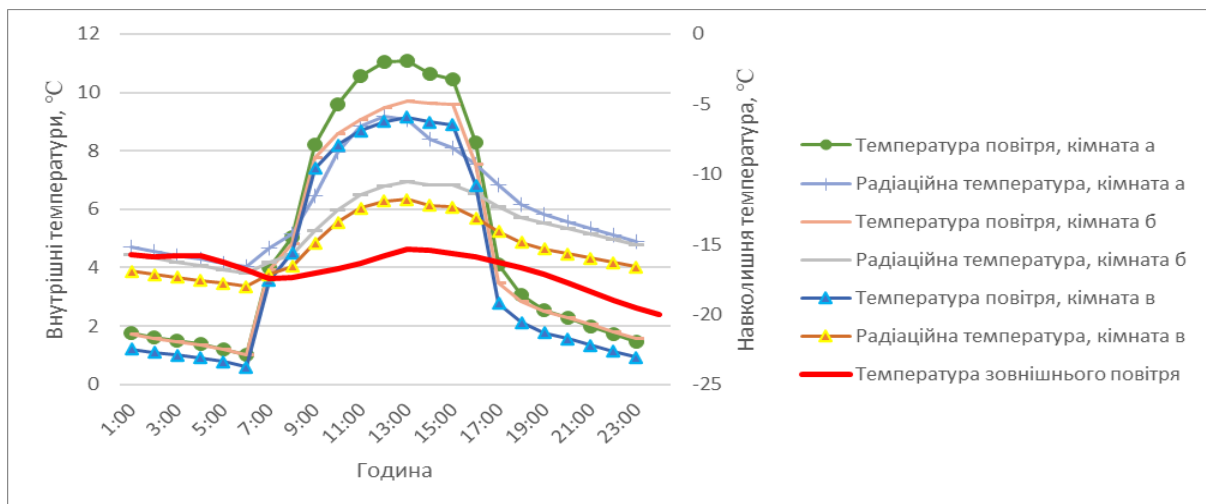


Рисунок 7 –Температура повітря та середня радіаційна температури для найхолоднішої доби року, випадок будівлі без ізоляції

При використанні 2кВт опалювальних приладів система опалення не може задовільнити мінімальну температуру повітря при переривчастому режимі, навіть в випадку добре ізольованої будівлі,

Середня радіаційна температура також не відповідає комфортним умовам.

Оскільки прилади опалення не можуть задовільнити комфортні умови при переривчастому графіку опалення, також були проаналізовані температури для постійного режиму опалення (рис. 8).

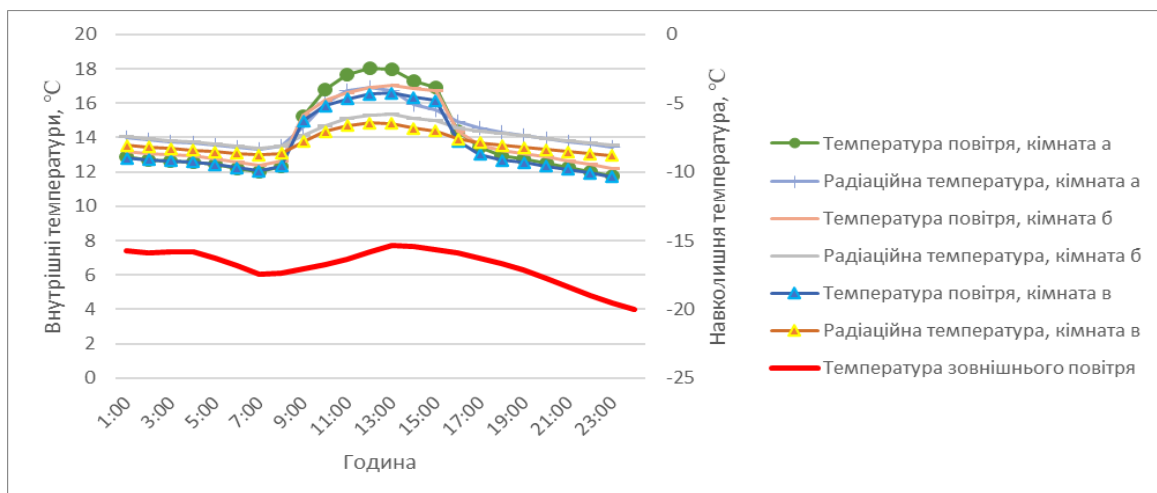


Рисунок 8 –Температура повітря та середня радіаційна температури для найхолоднішої доби року, випадок будівлі без ізоляції

Навіть при постійному графіку опалення, в періоди перебування людей в приміщенні температура повітря не досягає мінімальних нормативних 18°C .

Висновки

Сучасні умови в Україні, особливо з огляду на демографічні зміни та вплив війни, ставлять нові виклики перед системою освіти, зокрема в контексті ефективного використання та управління шкільними просторами. Дослідження, проведене в рамках цієї статті, висвітлює потенціал оптимізації режимів експлуатації шкільних будівель в умовах неповної зайнятості, з метою зниження енергоспоживання та забезпечення комфортних умов для учнів.

Аналіз енергетичного моделювання в програмному середовищі DesignBuilder показує, що варіанти конфігурації класних кімнат можуть значно впливати на енергоефективність будівлі. Наприклад, для варіанту без ізоляції, розміщення приміщень в ряд показало питоме споживання на опалення $41\text{кВт}\cdot\text{год}/\text{м}^2$, для розміщення «літерою Г» $34,8\text{кВт}\cdot\text{год}/\text{м}^2$, а для вертикального розміщення $31,8\text{кВт}\cdot\text{год}/\text{м}^2$.

Найкращі результати з точки зору енергоефективності були отримані для конфігурації розміщення кімнат одна-над-одною, перевершивши варіант з розміщенням трьох кімнат на середньому поверсі на 22,3%, та комбіновані конфігурації на 8,5% та 16%. Такий результат досягається за рахунок мінімізацію контакту з неопалюваними приміщеннями та максимального використання сонячних теплонадходжень. Водночас, модернізація теплоізоляції будівлі підвищує ефективність використання енергії та забезпечує більш комфортні умови для перебування учнів.

Вертикальне розміщення також забезпечує більш комфортні умови перебування в приміщенні в порівнянні з іншими конфігураціями.

Проте, важливо підкреслити, що без відповідної модернізації будівлі, використання обмежених приміщень може не забезпечувати належних умов комфорту, в холодні періоди. Для досліджуваних кімнат (площа $45\text{--}48\text{м}^2$) необхідна потужність опалювальних приладів, що потребуються для забезпечення комфортних умов варіюється від 7,5 до $10,5\text{кВт}$ в залежності від

рівня ізоляції, що в 3-5 разів більше за стандартну потужність опалювальних приладів для такого типу приміщень.

Забезпечення комфортних умов без модернізації системи опалення в холодні періоди року неможливе навіть при високих показниках теплоізоляції будівлі та постійному графіку опалення.

Таким чином, впровадження часткового використання будівлі навчальних закладів, не зважаючи на високий потенціал збереження енергії не може задовільнити умови комфортності учнів без відповідних покращень. Проте, при виборі конфігурації розміщення приміщень, варто обирати розміщення приміщень одне-над-одним, як з точки зору енергоефективності, так і з точки зору теплового комфорту.

У майбутньому, такі дослідження можуть слугувати основою для розробки комплексних стратегій управління шкільними просторами, що враховують змінні умови використання будівель та забезпечують оптимальне поєднання енергоефективності, економічності та комфорту для учнів та персоналу. Результати цього дослідження можуть бути корисними для шкільних адміністрацій, місцевих органів управління освітою, а також для розробників політики в галузі освіти і енергоефективності.

В наступних дослідженнях пропонується дослідити вплив ізоляції внутрішніх стін будівлі, підвищення потужності опалювальних приладів та опалення некондиціонованих кімнат до певного рівня температури на енергоефективність та умови комфорту в приміщеннях де розміщені люди.

ЛІТЕРАТУРА

1. "Чисельність українців та їх міграція за кордон через війну — дослідження Громадянської мережі ОПОРА". Громадянська мережа ОПОРА. Доступно онлайн: www.oporaua.org/viyna/kilkist-ukrayintsiv-ta-yikh-migratsiia-za-kordon-cherez-viinu-doslidzhennia-gromadianskoyi-merezhi-opora-24791.
2. Дешко, О.В., Білоус, І.Ю., Буяк, Н.А., Петрученко, О.В. "Енергоефективність короточасних режимів опалення будівель з різними теплофізичними характеристиками огорожувальних конструкцій". Вісник НТУУ «КПІ». Серія: Машинобудування. 2021, № 2, С. 32-41.
3. Дешко, В. І., Білоус, І.Ю., Буяк, Н.А., Петрученко, О.В. "Аналіз впливу енергоефективних режимів опалення на енергоспоживання будівель на основі математичного моделювання". Енергетика: економіка, технології, екологія : науковий журнал. 2020, № 4 (62), С. 32-41.

4. Кепко, О.І., Кузьмін, О.В., Кузьміна, О.В., Лисенко, О.В. "Енергозберігаючі режими роботи систем опалення та вентиляції теплиць". Науковий вісник НТУУ. 2021, № 2, С. 15.
5. Беліков, А.С., Железняков, Є.О. "Про питання забезпечення умов мікроклімату та безпеки експлуатації систем теплопостачання при аварійних відключеннях теплопостачання". Український журнал будівництва та архітектури, 2018, № 5 (017), С. 96-102.
6. Дешко, В.І., Білоус, І.Ю., Буяк, Н. А., Сапунов, А. О. "Підвищення рівня ефективності енергоспоживання в дитячому садку та його вплив на рівень теплового комфорту". Технології та інженерія. 2023, № 2 (13), С. 27-35.
7. Дешко, В.І., Буяк, Н.А., Білоус, І.Ю. "Підбір теплозахисту та джерела тепла з урахуванням комфортних умов у будівлі". Вісник Київського національного університету технологій та дизайну. Серія «Технічні науки». 2015, № 5 (90), С. 71-80.
8. Дешко, В.І., Білоус, І.Ю., Винорадов-Салтиков, В. О., Суходуб, І. О., Яценко, О. І. "Експериментальне дослідження якості повітря та повітрообміну в навчальних закладах та житлових будинках". Вісник Київського національного університету технологій та дизайну. Серія Технічні науки. 2020, № 4 (148), С. 25-37.
9. Гетьманчук, Ганна Олександрівна. "Оцінка децентралізованого рівня природного повітрообміну з урахуванням мінливості внутрішніх і зовнішніх умов". Магістерська робота, спеціальність 144 Теплова енергетика. Київ, 2020.
10. Кузнєцов, І. І. "Комп'ютерна система визначення якості повітря в приміщеннях". Дипломна робота бакалавра, спеціальність 123 Комп'ютерна інженерія. Науковий керівник Д. В. Стаценко. Київ: КНУТД, 2023.
11. ДБН В.2.6-31:2016. "Конструкції будівель і споруд. Теплоізоляція будівель". Міністерство регіонального розвитку, будівництва та житлово-комунального господарства України, 2017.
12. ДБН В.2.6-31:2021. "Теплоізоляція будівель". Міністерство розвитку громад і територій України, 2022.
13. "Офіційний сайт DesignBuilder". Доступно онлайн: <https://designbuilder.co.uk/>.
14. "Американське товариство інженерів з опалення, охолодження та кондиціонування повітря (ASHRAE), Inc., Атланта, Джорджія, США". Доступно онлайн: <http://ashrae.whiteboxtechnologies.com/home>.
15. "Інформація про здійснення державного нагляду в закладах освіти щодо дотримання температурного режиму в опалювальний сезон", 18 грудня 2018 р.

REFERENCES

1. The number of Ukrainians and their migration abroad due to the war — a study by the Civil Network OPORA [Electronic resource] www.oporaua.org/viyna/kilkist-ukrayintsiv-ta-yikh-migratsiia-za-kordon-cherez-viinu-doslidzhennia-gromadianskoyi-merezhi-opora-24791
2. Energy efficiency of intermittent modes of heating of buildings with different thermophysical characteristics of enclosing structures / O.V. Deshko, I.Yu. Bilous, N.A. Buyak, O.V. Petruchenko // Bulletin of NTUU "KPI". Series: Mechanical engineering. – 2021. – No. 2. – pp. 32-41.
3. Bilous I.Yu., Deshko V.I., Buyak N.A., Petruchenko O.V. Analysis of the influence of energy-efficient heating modes on the energy consumption of buildings based on mathematical modeling. Scientific magazine "Energy: economy, technologies, ecology". 2021. No. 4. pp. 32-42

4. Energy-saving modes of operation of heating and ventilation systems of greenhouses / O.I. Kepko, O.V. Kuzmin, O.V. Kuzmina, O.V. Lysenko // Scientific Bulletin of the National Technical University of Ukraine. 2021. No. 2. P. 15. (<https://dspace.nuft.edu.ua/server/api/core/bitstreams/615ad6c7-85de-480d-99eb-d4fa4faa00be/content>)
5. Belikov A.S., Zheleznyakov E.O. On the issue of ensuring microclimate conditions and safety of operation of heat supply systems in case of emergency shutdowns of heat supply. Ukrainian Journal of Construction and Architecture, No. 5 (017), pp. 96-102
6. V. I. Deshko, I. Yu. Bilous, N. A. Buyak, A. O. Sapunov. Increasing the level of efficiency of energy consumption in a kindergarten and its effect on the level of thermal comfort. Technologies and engineering. - 2023. - No. 2 (13). - pp. 27-35.
7. V. I. Deshko, N. A. Buyak, I. Yu. Bilous. Selection of thermal protection and heat source, taking into account comfortable conditions in the building. Bulletin of the Kyiv National University of Technology and Design. Series "Technical Sciences". - 2015. - No. 5 (90). - pp. 71-80.
8. V. I. Deshko, I. Yu. Bilous, V. O. Vynoradov-Saltykov, I. O. Sukhodub, O. I. Yatsenko. Experimental study of air quality and air exchange in educational institutions and residential buildings. Bulletin of the Kyiv National University of Technology and Design. Series Technical sciences. - 2020. - No. 4 (148). - P. 25-37.
9. Assessment of the decentralized level of natural air exchange taking into account the variability of internal and external conditions: master's thesis. : 144 Thermal energy / Hanna Oleksandrivna Hetmanchuk. - Kyiv, 2020. - 103 p.
10. I. I. Kuznetsov. Computer system for determination of indoor air quality: bachelor's diploma thesis on specialty 123 Computer engineering / I. I. Kuznetsov; of science driver D. V. Statsenko. - Kyiv: KNUTD, 2023. - 66 p.
11. DBN V.2.6-31:2016. Structures of buildings and structures. Thermal insulation of buildings. Ministry of Regional Development, Construction and Housing and Communal Services of Ukraine, 2017. 12 p.
12. DBN V.2.6-31:2021. Thermal insulation of buildings. Ministry of Development of Communities and Territories of Ukraine, 2022. 7 p.
13. DesignBuilder official website [Electronic resource] <https://designbuilder.co.uk/>
14. American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers (ASHRAE), Inc., Atlanta, GA, USA [Electronic resource] <http://ashrae.whiteboxtechnologies.com/home>
15. Information on the implementation of state supervision in educational institutions regarding compliance with the temperature regime during the heating season. State Service of Ukraine for Food Safety and Consumer Protection, December 18, 2018.

Received 10.02.2024.

Accepted 16.03.2024.

UDC 620.91

I. Bilous, O. Holubenko

ENERGY CONSUMPTION OF THE SCHOOL UNDER CONDITIONS OF PARTIAL OCCUPANCY FOR DIFFERENT HEATING MODES

The challenges facing the Ukrainian education system, particularly in light of demographic changes and the impact of war, are examined in this research. It highlights the potential for optimizing the operation modes of school buildings under conditions of partial occupancy to reduce energy consumption and ensure comfortable conditions for students.

Energy modeling analysis using DesignBuilder software shows that the configuration of classrooms significantly impacts the energy efficiency of buildings. The best results for energy efficiency were achieved with rooms stacked on top of each other, outperforming the variant with three rooms on the middle floor by 22.3%, and mixed configurations by 8.5% and 16%. This efficiency is due to minimized contact with unheated premises and maximized solar heat gains. However, without appropriate building upgrades, the use of limited spaces may not provide adequate comfort conditions in colder periods. For the rooms studied (45-48m²), the required heating device capacity to maintain comfortable conditions varies from 7.5 to 10.5 kW, depending on the level of insulation, which is 3-5 times more than the standard capacity for such spaces.

Providing comfortable conditions without upgrading the heating system in cold periods is unfeasible, even with high levels of building insulation and a constant heating schedule. Therefore, implementing partial use of school buildings, despite their high potential for energy savings, cannot satisfy student comfort needs without corresponding improvements.

Future research could provide a foundation for developing comprehensive strategies for managing school spaces, considering variable building usage conditions and ensuring an optimal combination of energy efficiency, cost-effectiveness, and comfort for students and staff. The findings can be useful for school administrations, local educational authorities, and policymakers in education and energy efficiency. Further studies are suggested to explore the impact of internal wall insulation, increased heating device capacity, and heating unconditioned rooms to a certain temperature level on energy efficiency and comfort conditions in occupied spaces.

Keywords: thermal energy consumption, building energy modeling, thermal insulation of buildings.

Білоус Інна Юріївна, Кандидат технічних наук, доцент кафедри теплової та альтернативної енергетики, Національний технічний університет України «КПІ ім. Ігоря Сікорського», Старший науковий співробітник, Інституту загальної енергетики НАН України. ORCID ID: 0000-0002-6640-103X. E-mail: biloys_inna@ukr.net

Голубенко Олександр Олександрович, Аспірант кафедри теплової та альтернативної енергетики, Національний технічний університет України «КПІ ім. Ігоря Сікорського».

ORCID ID: 0000-0002-1419-4980. E-mail: agolubenko72@gmail.com

Bilous Inna Yuriivna, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Thermal and Alternative Energy, National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”, Senior researcher, The General Energy Institute of National Academy of Sciences of Ukraine. ORCID ID: 0000-0002-6640-103X. E-mail: biloys_inna@ukr.net

Oleksandr Oleksandrovich Holubenko, PhD student of the Department of Thermal and Alternative Energy, National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”. ORCID ID: 0000-0002-1419-4980. E-mail: agolubenko72@gmail.com

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.03

УДК 622.778.873.6

А.А.Ванюков, Л.В.Камкіна, В.П.Іващенко, Я.В.Мяновська, П.О.Сазонов

АНАЛІЗ СТАНУ ТЕРМІЧНО РЕЗЕРВНОЇ ЗОНИ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ ПРИ ВИКОРИСТАННІ В ШИХТІ РУДОВУГІЛЬНИХ КОМПОЗИЦІЙ

Анотація. Розглянуто виникнення та існування зон у доменній печі, обумовлене закономірностями теплообміну. У середній зоні доменної печі температура потоку газу, що виходить, залишається відносно постійною і в ній не відбуваються хімічні процеси. Це "термічно резервна зона", верхня частина цієї зони - "хімічно резервна зона" представлена в'юститом, який не відновлюється. Резерв цієї зони - утворення газової фази. При добавках у шихту рудовугільних композицій відбувається відновлення оксидів заліза ($t=1000\text{ }^{\circ}\text{C}$) за реакцією $\text{Fe}_2\text{O}_3 + \text{C} = \text{Fe}_3\text{O}_4 + \text{CO}_2$ та газифікації вуглецю $\text{CO}_2 + \text{C} = 2\text{CO}$ (Реакція Будуара). Газова фаза (CO), що утворюється, інтенсивно відновлює оксиди заліза. Композити для доменної плавки виробляються із суміші доменних шлаків із добавками цементу. Суміш переробляється в рудовугільні котуни або брикети. Доменна плавка на металургійних заводах України, Південної Кореї, Японії показала, що використання рудовугільних композитів є ефективною добавкою в шихту доменної плавки для зниження витрати коксу. В основі ефекту рудовугільного композиту лежить теорія "Тісного контакту" (Coupling Phenomenon) між вуглецевими і залізовмісними матеріалами в окатиш-композиті. Їхня взаємодія відбувається, як показали дослідження, при температурах $250\text{--}420^{\circ}\text{C}$ в атмосфері CO. З урахуванням реакції Будуара температура в термічно резервній зоні доменної печі знижується на $80\text{--}200^{\circ}\text{C}$. Таким чином у хімічно резервній зоні - відновлення в'юститу відбувається не при 1000°C , а при $920\text{--}800^{\circ}\text{C}$ і вона зміщується ближче до зон формування чавуну і шлаку. У статті проаналізовано термограми у доменній печі з урахуванням рудо вугільних крмпозитів. Хімічно резервна зона розташовується у середині шахти (від поверхні шлаку) 11,2 м. Зі збільшенням витрати композиту в шихті (30%) становище резервної зони знижується з 11,2 до 6,2м. Ширина між термограмами 1200°C - 1400°C є характерною зоною когезії, зі збільшенням витрат композиту

© Ванюков А.А., Камкіна Л.В., Іващенко В.П., Мяновська Я.В., Сазонов П.О., 2024

знижується з 2,1 м т (без завантаження композиту) до 0,9 м при витраті композиту 30%.

Ключові слова: доменна піч, рудовугільний композит, відновлення оксидів заліза, газифікація вуглецю, термограми в доменній печі, термічно резервна зона доменної печі, зона когезії.

Аналіз стану питання.

Формування технологічних зон в доменній печі. Залізо та її продукція металургії це найважливіший матеріальний фундамент існування суспільства. Нині більшість заліза виробляється у доменних печах і конверторах. Серед більшості процесів доменна піч є найефективнішим агрегатом. Однак навіть у такому процесі є низка можливостей підвищення ефективності з погляду термодинаміки. Виникнення та існування зон у доменній печі обумовлено закономірностями теплообміну.

М.А. Павлов [1] відзначає наявність зони помірних температур 800-1000°C, в якій зміна температур йде повільніше, ніж у вище і нижче розташованих горизонтах за рахунок утворення вюститу. Початок розвитку теорії теплообміну у доменній печі викладено у роботах Б.І. Китаєва [2-4]. У процесі роботи доменної печі формується три чітко помітні зони: нижня (заплечики, розпар і нижня частина шахти), в якій у міру руху газу вгору відбувається швидке охолодження його; середня, де температура висхідного потоку газу залишається відносно постійною 800-1000°C; верхня (верхня чверть шахти), в якій відбувається відновлення оксидів Fe_2O_3 , Fe_3O_4 , FeO , швидке охолодження газу в міру руху вгору до рівня засипу. В основу аналізу теплообміну в доменній печі прийнято водяний еквівалент (теплоємність з урахуванням усіх фізичних та хімічних перетворень) газового потоку, який незначно змінюється по висоті печі, а водяний еквівалент шихти різко збільшується в області прямого відновлення, що йде з великою витратою теплоти.

У коксовій насадці доменної печі (нижня зона) реакція газифікації вуглецю коксу наближається до рівноваги і вуглецевмісний газ представлений тут оксидом вуглецю (реакція Будуара): $CO_2 + C = 2CO - 172 \text{ мДЖ/кмоль } CO$, яка має високу енергію активації (360 мДЖ), тому її швидкість знижується при охолодженні газового потоку. В результаті при 1000°C діоксид вуглецю, що

утворився, вступає в реакцію з вуглецем, в результаті газифікації вуглецю утворюється окис вуглецю. Однак у середній зоні утворений вюстит не відновлюється через малу концентрацію CO.

У середній зоні доменної печі, де температура висхідного потоку газу залишається відносно постійною (800-1000°C, це термічна резервна зона). У верхній зоні (верхня чверть шахти) відбувається швидке охолодження газового потоку в міру руху до рівня засипки. В результаті висота верхньої зони не велика і температура газу на виході з печі $\approx 100-200^\circ\text{C}$. Під час руху газового потоку у верхній зоні відновлюються вищі оксиди заліза Fe_2O_3 , Fe_3O_4 до вюститу і починає збільшуватися концентрація CO_2 доменному газі.

Результатом цього є утворення по висоті доменної печі термічно резервної зони, в якій весь залізовмісний матеріал представлений виключно вюститом, який не відновлюється, коли склад газу наближається до рівноважного для системи FeO-Fe [5]. Вертикальна довжина термічно резервної зони в різних печах неоднакова, а при високій інтенсивності плавки ця зона може бути відсутньою [6]. Рівновага системи вюстит-залізо в цьому випадку не досягається і оксид вуглецю продовжує відновлювати залізо з вюститу.

До найбільш важливих зон доменної печі відноситься зона коксової насадки, термічно резервна зона в печі, які виконують роль своєрідного буфера, які хіба що згладжують недоліки, що виникають і цим забезпечують високу стабільність доменного процесу. Експериментальні дані про розподіл температур за висотою доменної печі дозволили встановити, що в міру скорочення витрати палива та відповідно кількості газів на одиницю шихти сучасної доменної плавки, скорочується висота резервної зони [7-10]. Не спостерігається цієї зони і вертикальних елементах печі з максимальним рудним навантаженням. Це пов'язано із зменшенням водяних еквівалентів шихти та газу [7].

Розрахунок О.М. Рама для реальних сучасних умов доменної плавки дає величину мінімальної різниці температур газу та шихти в середній зоні 50-150°C [8]. Прямі виміри Н.І. Красавцева однієї з доменних печей показали аналогічну величину у різних точках радіуса шахти 30-150°C [11]. Як і у М.А.Павлова, ці дані свідчать про уповільнення зміни температури в цій зоні.

Природно, ця зона відноситься до вюститу і не відбувається його відновлення. Тобто можна зазначити, що це хімічно резервна зона - верхня частина термічно резервної зони.

При зондуванні печі І.Г. Товаровський та В.П. Лялюк [6], зазначають, що чим ближче вертикаль зонда до перефірії, тим більше вимір йде у бік нижчих температур і тим яскравіше "ілюзія" уповільнення швидкості збільшення температур по висоті печі, тобто є наявність термічно резервної зони у вигляді ізотермічної ділянки висоти. Це підтверджується схемою теплообміну по висоті доменної печі при сучасній технології плавки чавуну, котра включає: верхню та нижню ділянки уповільненого теплообміну; зони відновлення гематиту, магнетиту та вюститу, зони непрямого та прямого відновлення. Встановлено дві ізотермічні ділянки [11, 12].

Таким чином, термічно "резервна зона" виникає як правило в середній зоні доменної печі в зоні уповільненого теплообміну. Саме в цій зоні знаходиться вюстит і при його відновлення утворюється CO_2 , при цих температурах в цій зоні не відбувається газифікація вуглецю. Очевидно, термічно резервна зона виникла, щоб її резерви використовувати для зниження температур нижче 1000°C і одночасним відновленням $\text{FeO} + \text{CO} = \text{Fe} + \text{CO}_2$ з подальшою газифікацією вуглецю $\text{CO}_2 + \text{C} = 2\text{CO}$ із суттєвим поглинанням теплоти та зниженням температури в термічно резервній зоні доменної печі. Доцільно використовувати цей обсяг печі термічно резервної зони, з метою завершення підготовки шихти для високотемпературних процесів розплавлення чавуну та шлаку.

Отримання рудо вугільних композитів в даний час є досить широко відомі способи підготовки залізорудної сировини у вигляді рудовугільних композицій [13-16]. При їх використанні в шихті забезпечуються процес відновлення вюститу і газифікації вуглецю в композиті. У термічно резервній зоні доменної печі, за рахунок реакції газифікації вуглецю, яка протікає із витратою теплоти, знижується температура у цій зоні [17]. Рудовугольні композити виробляються як при випаленні котунів, так і за рахунок отримання їх шляхом безвипалювальних котунів або брикетів, отриманих на цементній зв'язці.

Вперше виробництво обпалених композитів із суміші залізорудного концентрату і вугілля було здійснено на дослідній фабриці окомкування, які були отримані з суміші залізорудного концентрату з подрібненим вугіллем, суміш окомковувалася на чашевому грануляторі і окатиші обпалювалися на обпалювальній машині ОК-18. Композити характеризувалися такими показниками: Фезаг - 62.5-63.3%; FeO 28,8-31,3%; Фемет 2,3%; Індекс ударом 73,1-80,04%; стирання 10,8%; C = 1,1%.

Окатиші були проплавлені на металургійному заводі в двох доменних печах об'ємом по 400 м³, що виплавляли ливарний чавун. Одним з важливих показників цих котунів, це вміст вуглецю -1,1% . В шихту додавали 20% цих обкотишів, витрата коксу знизилась на 5,5% та збільшилась продуктивність на 8,7% [17].

Було вироблено промислову партію композитів на випалювальній машині ОК-278 об'ємом 21870 тонн, яка була проплавлена в доменних печах металургійного заводу ім. Петровського. Кількість досліджених окатишів у доменній шихті склала від 47 до 81% [18]. Дослідні окотиші містили 0,39% вуглецю. У перерахунку на масу таких окотишів вміст вуглецю в шихті 3,29 кг/тчав, що підвищило вміст FeO до 10,16%, зменшилась ступінь прямого відновлення з 31 до 30,6%, витрата коксу знизилась на 14 кг/тчав.

Рудовугільні композити були випробувані на діючій доменній печі в Кореї [15, 16], з використанням пристроїв, що моделюють. Було встановлено, що завантаження рудо вугільних композитів не надає негативного впливу на газопроникність шихтових матеріалів, на стабільність сходу шихти і на рівність ходу доменної печі. Відновлення залізовмісних матеріалів починається в зоні низьких температур і закінчується швидше порівняно з агломератом і окотишами. Результати дослідної плавки тривалістю в 80 діб на доменній печі на заводі Oita Works [16] показали зниження витрат коксу від 6,0 до 11,0 кг/тчав. Відзначається, що використання композиту є ефективним методом зниження витрат коксу в доменній плавці [15].

В Україні з 2005 року введено в експлуатацію фабрику з виробництва безобпальних обкотишів на портландцементній зв'язці з суміші пилу і шламів доменного та конверторного виробництва продуктивністю 120 тис. тонн

обкотишів на рік, основністю 1,5-1,7 [17-19]. Було вироблено 21000 тонн композиту з використанням пилів та шламів доменної печі з додаванням цементу. Вміст вуглецю у композиті становив 20%. Експерименти проводилися на доменній печі обсягом 5775 м³, витрата композиту 54 кг/тчав. Рудо вугільний композит завантажувався до району шару шихти, де відновлення менше – 500 мм від стінки колошника. Кошик з пробою композиту та агломерату опускався, коли зонд показував 900-950°C. Композит розташовувався між агломератом та коксом. Композит відновлювався раніше, ніж агломерат. Температура доменної печі в точці рівноваги при витраті композиту 54 кг/тчав, знизилася на 83°C. Встановлено, що при зниженні рівноважної температури кожен 1°C знижує витрату вуглецю на 0,05 кгC/1°C [17].

Реакції відновлення при зниженій температурі в шахті доменної печі забезпечують скорочення витрати відновлювального агента доменної печі, за рахунок підготовки шихти у вигляді композитів. Наведено залежність між початковою температурою ендотермічної реакції, відповідної реакції Будуара, та масою вуглецю в шихті [20-23]. Якщо проба композиту складається лише з коксу, то початкова температура ендотермічної реакції близько 1000°C. Ця температура значно знижувалася, коли вуглець знаходиться у складі композиту. Зі збільшенням у шихті вмісту вуглецю до 5% (за масою) початкова температура реакцій відновлення суттєво знижується до 750°C і при підвищенні вмісту вуглецю понад 5% залишається майже постійною [23]. У разі відповідності температур термічно резервної зони доменної печі та початкової температури реакцій Будуара зниження витрати відновлювального агента, завдяки зниженню температури термічно резервної зони доменної печі, зменшується витрата відновлювального агента.

Термічна резервна зона доменної печі є відмінними рисами неактивної зони. Резервні зони виникають спонтанно через термодинаміку та механізми реакції між відновленням залізовмісних оксидів і газифікацією вуглецю [23, 24]. Одна з умов контролюючих відновлення доменної печі - це зниження температури в термічно резервній зоні шляхом збільшення реактивності вуглецю коксу. Як поліпшення хімічної активності вуглецю, так і скорочення

крупності вуглецевмісного матеріалу, є методами збільшення реакційної здатності вуглецю.

Якщо швидкість відновлення оксидів заліза може збільшуватися та початкова температура реакції газифікації знижується ($C+CO_2=2CO-\alpha$), то внаслідок цього слід очікувати підвищення ефективності доменного процесу за рахунок повнішого відновлення. Зміна механізму реакції можна простежити в композитному рудовугільному окотиші, що наведені на рис.1. Початковою реакцією має бути реакція (3). Однак механізм подальших реакцій може відрізнятися і змінюватись в залежності від розташування вуглецю та оксидів заліза. У позицій (а) рис.1, реакція (3) ніколи не протікатиме, а реакції (1) та (2) домінуватимуть. Однак загальну ситуацію відновлення та газифікації важко пояснити, чому швидкість реакції прискорюється лише через циркуляцію газу. У цьому випадку існує лише одна можливість для пояснення цієї ситуації: відстань між частинками має бути мінімальною, тобто межа реакції має бути видимою одним та іншим матеріалом.

На підтвердження цієї теорії [22] були проведені експерименти, в яких відстань між поверхні графіту та оксиду заліза складала (1,2 та 0,5 мм). Експеримент проводили в атмосфері CO_2 та CO . Було встановлено, що початкова температура відновлення та газифікації в парі гематит-графіт в атмосфері CO - $250^\circ C$, тоді як температура окремого гематиту - $420^\circ C$. В атмосфері CO_2 температура цієї пари - $600^\circ C$, а газифікації графіту $900^\circ C$. Проведені експерименти показали, що між відновленням та газифікацією “coupling phenomenon” існує – це тісний контакт між дрібними частинками оксидів заліза та вуглецю, який формується в рудо-вугільному композиті

Експериментальні дослідження відновлення рудовугільних композитів

Композит отримували із суміші тонкоподрібнених матеріалів: шламів доменного та конверторного виробництв, хімічний склад: Fe_{3O_4} -43%, C -7-9%, CaO 12-16, SiO_2 -7-8%. Проба композиту розміром 5-10 мм завантажувалося в тигель і нагрівалася в електропечі в атмосфері аргону. Відновлення композиту проводили при температурах 900,1000 і $1100^\circ C$ протягом 150 і 240 хвилин. На рис. 2 наведено зміну маси проби залежно від тривалості експерименту та температури. Ступінь відновлення композиту за рахунок вуглецю, що

міститься в пробі, наведені в таблиці 1. Ступінь відновлення за рахунок вуглецю, що міститься в композиті, складає при витримці 150 хв - 67,5% - 68,7%, при витримці 240 хвилин 69,6% - 69,9%.

Композит роблять з суміші тонкоподрібнених залізорудних матеріалів і вуглецьмістячих компонентів з добавкою в'язучої речовини. Тоді при нагріві усередині окотиша на контакті тверде – тверде ($\text{Fe}_2\text{O}_3\text{тв}$ - Ств) відбувається процес відновлення по реакціях:



На рис. 1 схематично ілюструються різні механізми відновлення композиту з вуглецем, розміщеним в середині обпалювальних обкотишів, та вуглецем розташованим зовні обкотиша.

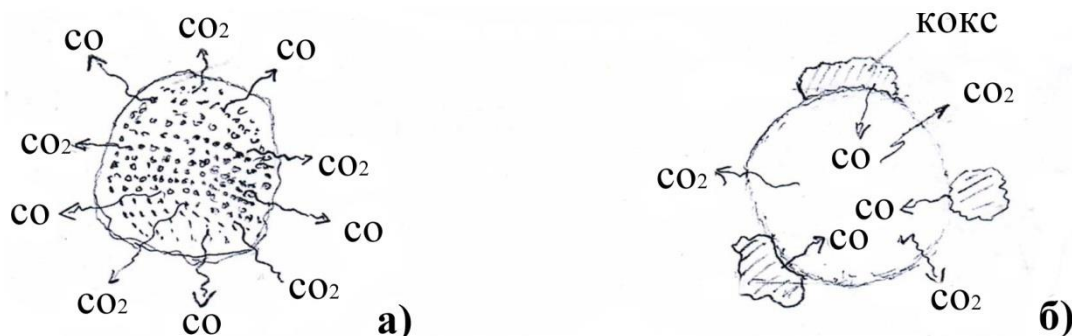


Рисунок 1 - Схема ілюструюча різні механізми відновлення:

- а) обкотиші, що самовідновлюються, реакції 1, 2 і 3 протікають у середині обкотиша;
- б) звичайні обпалені обкотиші: розташування вуглецю на їх поверхні.

Для імітації умов нагріву шихти, подібних до умов в доменній печі, перші 45 хвилин середня швидкість нагріву в електропечі підтримувалася $17^\circ\text{C}/\text{хв}$, потім її знижували до $4^\circ\text{C}/\text{хв}$. Досліди проводили таким чином. У робочий простір печі заздалегідь нагрітої до $200\text{--}220^\circ\text{C}$ встановлювали в підвішеному стані алундовий тигель з досліджуванним матеріалом. Після установки алундового тигля в електропеч опускається алундова трубка, через яку в піч подається аргон у кількості $0,5 \text{ дм}^3/\text{хв}$ впродовж 3 хвилин : витрата аргону в

перші хвилини була узята з обліку об'єму відновної камери рівною $0,5 \text{ дм}^3$. Далі витрату аргону під час експерименту підтримували у кількості $0,1 \text{ дм}^3/\text{хв}$. Впродовж усього експерименту температура в печі контролюється термopарою і реєструється автоматичним потенціометром.

Заздалегідь до процесу відновлення композит висушували в сушарній шафі при температурі $105 \pm 5^\circ\text{C}$ до постійної маси. Відновленню в тиглі піддавали цілі обкотиші, розміром 10-15 мм, у кількості 4-5 штук, засипані коксиком, крупністю 3-7 мм - для створення слабо відновної атмосфери з метою зменшення окислення відновлених композит. Масу коксика визначали з умови збереження рудного навантаження, рівного 4. Відновлення композиту з витримкою впродовж 150 або 240 хвилин проводили при температурах 900, 1000 і 1100°C . Зміна маси проби в залежності від тривалості експерименту наведена на рис.3.



Рисунок 2 - Зміна втрати маси проби залежно від тривалості дослідів та температури в печі: закреслена область - витримка композиту протягом 150 хвилин при температурі 1000°C ; ● - зміна температури в печі; ▲ - втрата маси наважки.

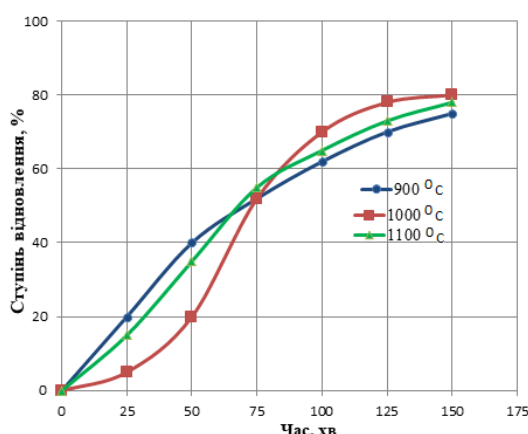
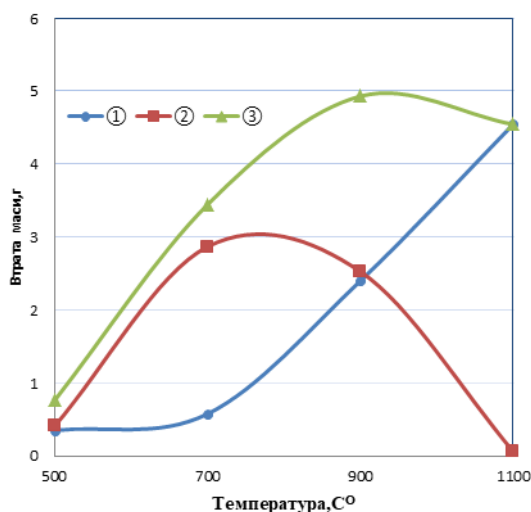


Рисунок 3 - Залежність ступеню відновлення від тривалості експерименту для композиту - 15,8% коксу в атмосфері аргону.

При температурах 900°C і 1100°C ступінь відновлення нижче 73,25% і 78,25% відповідно. Ступінь відновлення визначена по хімічному аналізу 84,6% - 85,7% відповідно. Ступінь відновлення за рахунок власного вуглецю, що міститься в обкотиші, склала 66-67% (рис.4).

Відновлення композиту в струмі водню.

Досліджували процес відновлення обкотишів композиту в струмені водню і їх міцність після відновлення. Відновлення здійснювали в трубчастій печі в інтервалі температур 500-1100°C в струмі водню (500 см³/хв). Досліджували обкотиші розміром 10-15 мм. При відновленні в струмі водню проба поміщалася в газопроникний кошик з нержавіючої сталі і нагрівалася до температури досліду в аргоні. Потім її відновлювали в струмі водню впродовж 30 хвилин (рис.4). Після цього пробу охолоджували в струмі аргону. Міцність відновлених гранул визначали по опору стискуванню. Ступень відновлення оцінювали по втраті маси. Експериментальні дані представлені на рис.5.



Риунок 4 - Залежність втрати маси композиту в процесі відновлення воднем від температури: ① – сумарна; ② – прогрівання до toC - експерименту; ③ – відновлення воднем

З експериментальних даних, приведених на рис.4, слідує, що при toC=500oC в процесі прогрівання втрата маси ~5-7%, що відповідає видаленню води гідрата і летких коксу. При 700o C - ступень відновлення воднем склала ~ 20%, тоді як вуглецем (час прогрівання) - 4-5%. При 900oC ступень

відновлення воднем і твердим вуглецем рівні по 14,0-15,0%. У інтервалі $t_{\text{оС}}$ - 700-920 $^{\circ}\text{C}$ ступень відновлення за рахунок власного вуглецю склала 76,2%, а в інтервалі температур 700-1100 $^{\circ}\text{C}$ - 77,6%. Таким чином, проведені експерименти по відновленню композиту за рахунок власного вуглецю і водню показали, процес відновлення оксидів заліза у композиті приблизно на 2/3 відбувається за рахунок твердого вуглецю.

Обговорення експериментальних даних за результатами відновлення композиту.

У порівняння із загально прийнятим методом дослідження відновлення залізорудних обкотишів в струмі відновного газу, представлена робота відрізняється: присутністю ендотермічних реакцій газифікації вуглецю діоксидом вуглецю, а також парами води при дегідратації зв'язки у композита, що складається з гідросилікатів кальцію; дуже великою питомою поверхнею і тісним контактом залізовмісних матеріалів і твердого палива, які і після реакцій на контактах розділені відстанню в мікрони.

Відновлення обкотишів, що містять оксиди заліза і частки твердого палива, не відбувається в ізотермічних умовах і процес відновлення протікає при істотних температурних градієнтах. Значна роль в цих процесах належить крупності частинок залізної руди і вуглецю. Розмір частинок шламів доменного і конверторного виробництв і коксика складає в основному 70-80% величину від 10 до 70 мкм. Відстань для CO_2 , щоб пройти від місця його появи (частинка шламу, що містить вуглець з оксидом заліза) до місця його зникнення може бути близько 100 мікрон в місцях з високою температурою, де активно протікає хімічна реакція. Ця дистанція порівнянна з середнім вільним пробігом молекул газів, що дозволяє зробити висновок про те, що перенесення маси газів не є лімітуючою стадією для швидкості реакції.

Теплоперенос в пористому просторі включає: теплопровідність, випромінювання і конвекцію. Відносні значення цих механізмів варіюються залежно від властивостей: твердої фази, структури пір, інтервалу температур і руху газу. Для даного випадку швидкість передачі теплоти випромінюванням на три порядки менша, ніж теплопровідністю. Зі збільшенням

теплопровідності шихти температура в системі і швидкість загальної реакції значно збільшується. Більше того, рання металізація збільшує термічну провідність реакційної суміші завдяки підвищеному вмісту металевого заліза. Усе це дає позитивний ефект, збільшуючи швидкість хімічної реакції.

Збільшення питомої швидкості хімічної реакції газифікації вуглецю має мінімальний ефект на швидкість загальної реакції. Це може бути пояснено таким чином. Збільшення швидкості ендотермічної реакції газифікації вуглецю пов'язане зі збільшенням швидкості споживання теплоти. Реакція газифікації вуглецю сама по собі також сильно залежить від температури. Швидке поглинання теплоти завдяки швидкій газифікації вуглецю матиме тенденцію до зниження локальної температури, яка веде до зниження локальної швидкості хімічної реакції. Виходячи з цього, можна припустити, що загальна кінетика реакції може контролюватися швидкістю теплопереноса, щоб ініціювати і підтримувати газифікацію вуглецю за рахунок CO_2 і H_2O .

Одна з переваг відновлення композиту полягає в тому, що при значній кількості тісних контактів між вуглецем і оксидами заліза протікає реакція прямого відновлення по двухзвенній схемі ($\text{FeO}_x + \text{CO} \rightarrow \text{FeO}_{x-1} + \text{CO}_2$; $\text{CO}_2 + \text{C} = 2\text{CO}$). Причому, ці дві реакції протікають одночасно.

Дослідження показали високу швидкість реакцій відновлення заліза і газифікації вуглецю і низьку початкову температуру газифікації вуглецю 250-420°C [22]. Однією з причин цього явища, є рециркуляція газу в обкотиші, що виникає в результаті реакції прямого відновлення. Прискорення реакції відновлення відбувається за рахунок рециркуляції газу завдяки короткій відстані між частинами залізовмісних та вуглецевих композитів та їх розмірів., де відстань між ними коротка і межа реакції «видима» одним і іншим.

Таблиця 1

Розрахунок збільшення концентрації газу CO в відновлювальному газі за рахунок використання СВО

		Витрата СВО, 60 кг/Т _{чавуну}				Витрата СВО, 160 кг/Т _{чавуну}			
		8,8% C	9,5% C	16,2% C	24,7% C	8,8% C	9,5% C	16,2% C	24,7% C
Вихід газу CO	кг/Т _{чавуну}	5,3	5,7	9,7	14,8	14,1	15,2	25,9	39,5
Вихід газу CO	м ³ /Т _{чавуну}	9,9	10,6	18,1	27,6	26,32	28,3	48,3	73,7
Вихід горнового газу	м ³ /Т _{чавуну}	1692	1692	1692	1692	1668	1668	1668	1668
Вихід відновлювальних газів (вміст CO~40%)	м ³ /Т _{чавуну}	676,8	676,8	676,8	676,8	667,2	667,2	667,2	667,2
Об'єм газу CO, який виходить з СВО	м ³ /Т _{чавуну}	24,75	26,5	45,25	69,0	65,8	70,8	120,75	184,3
Самарна кількість відновлювального газу (CO)	м ³ /Т _{чавуну}	701,55	703,3	722	745,8	733	738	787,7	851,2
Збільшення концентрації в відновлювачі	%	3,52	3,8	6,3	9,3	9,0	9,6	15,2	21,7

Приймаємо витрату композитів: 60 та 160 кг/Т_{чавуну} ; вміст вуглецю в композиті: 8,8; 9,5; 16,2; 24,7. Оцінка впливу збільшення концентрації газу CO в відновлювальному газі: у зв'язку з відсутністю статистичних даних про вплив збільшення концентрації CO в газі відновлювачі, використали технологічні данні про вплив коксового газу. Коефіцієнт заміни коксу коксовим газом (вміст CO; H₂; CO₂ при використанні до 200 м³/т), складає 0,45 кг/м³.

Дослідження зміни температур за висотою доменної печі під час використання композиту

Композит (або брикети) виробляються із суміші шламів доменного та конверторного виробництва [18-20]шлами містять оксиди заліза та вуглець. Гранулометричний їх склад характеризується вмістом фракцій -45 мкм (95-97%), що відповідає теорії тісного контакту між вуглецем і оксидом заліза при виробництві композиту. Первинна реакція при нагріванні композиту

протікають між вуглецем і оксидом заліза з утворенням CO і відбувається їхнє роз'єднання. Після цього вже домінують реакції відновлення $\text{FeO} + \text{CO} \rightarrow \text{Fe} + \text{CO}_2$ та газифікація вуглецю $3 + \text{CO}_2 \rightarrow 2\text{CO} - 165,797 \text{ мДЖ}$. Ці взаємодії відбуваються в тісному контакті. Остання реакція (реакція Будуара) має високу енергію активації (-360 мДЖ/Кмоль). Діоксид вуглецю, що утворюється, моментально взаємодіє з частинками вуглецю, що вимагає значних витрат теплоти, що знижує температуру в термічно резервній зоні доменної печі.

При моделюванні роботи доменної печі з використання рудо вугільного композиту – 0%, 10%, 20%, 30% було отримано ізотерми за висотою доменної печі, для температур 1200°C , 1400°C та відстань між цими ізотермами по висоті доменної печі. Виконано аналіз ізотерм за висотою доменної печі від рівня поверхні шлаку – 11,2 метрів до рівня засипу при зміні витрати композиту.

Вихідні дані для аналізу ізотерм: доменна піч ефективним об'ємом 2303 м³, діаметр горна 11,2 м, висота 25,2 м.

Оперативні умови показників дуття та вдування ПУТ:

Температура дуття -	1050°C;
Об'єм дуття -	4119 нм ³ /хв;
Збагачення киснем -	3,0 [моль - %];
Вологість дуття [H ₂ O/нм ³]	2,3;
ПУТ	8,0 [кг/сек];
Температура [°C]	2124;

Фізичні властивості агломерату та композиту:

Fezag%	59,4...52,7
Температура при	25 25
Завантаження:	
Щільність кг/м ³	3500... 4200
Чинник форми	0,84... 0,95
Діаметр, мм	16, 30, 15

Анализ изотерм по высоте печи, которая работает с использованием композитов

Таблица 2

Положения изотерм по высоте и радиусу

Відстань	Витрата СВО	0%	10%	20%	30%
м	Изотерма по высоте 1200°C	11,2	9,8	8,0	6,2
м	Изотерма по высоте 1400°C	9,1	8,0	6,5	5,3
м	Изотерма по ширине 1200-1400°C	2,1	1,8	1,5	0,9

Цифры в таблице Звiдносяться до положення изотерм 1200°C периферії в метрах від рівня шлаку. З отриманих даних випливає, що зі збільшенням витрати композиту, положення термічно резервної зони знижується з 11,2 до 6,2 м при 30% композиті. Різниця температур изотерм 1200-1400°C відноситься до положення зони когезії. Ширина між цими температурами скорочується із збільшенням витрати композиту із 2,1 метра без завантаження композитів до 1,8 м; 1,5; 0,9; при 10%, 20% та 30% композиту відповідно.

Інтервал изотерм 1200-1400°C визначається як зона когезії. Вона зміщується висотою шахти з 11,2 м до 6,2 м від рівня поверхні шлаку. Це пов'язано насамперед із зниженням рівня температур у термічно резервній зоні доменної печі. У цьому дослідженні верхня межа температур термічно резервної зони становить 11,2 м від рівня поверхні шлаку і відповідає 1000°C без завантаження композиту. При завантаженні 30% композиту температура термічно резервної зони доменної печі знижується до 750°C, а при 20% до - 800°C і для 10% до - 900°C. У верхній позиції залізовмісні оксиди представлені вюститом, як було показано вище. І ця температура відповідає температурі реакції Будуара, тобто, вюстит не відновлюється ні прямо, не побічно. Поява композитів у цій зоні активує процес відновлення та газифікації вуглецю. Присутність композиту з тонкоподрібнених частинок вуглецю та оксидів заліза (до менше 50 мкм) ініціює реакцію відновлення вюститу та газифікацію вуглецю вже при температурах 800-900°C, що відповідає теорії тісного контакту між залізовмісними та вуглецьовмісними компонентами композитів.

Висновки

1. Розглянуто основи фізико-хімічних процесів у доменній печі з погляду утворення технологічних зон, що забезпечують ефективність доменного процесу. В зв'язку з цим, було досліджено існування термічно резервної зони доменної печі, що забезпечує підготовку шихти для розплавлення у вигляді шлаку та чавуну.

2. Розглянуто можливості процесів відновлення оксидів заліза та газифікації вуглецю в рудовугільному композиті, що додаються в шихту. Ці дві реакції, що протікають між тонкоподрібненими матеріалами композиту, забезпечують зниження температури відновлення та газифікації. Останнє обґрунтовано теорією перебігу процесів при тісному контакті тонкоподрібнених оксидів заліза та вуглецю, коли межа реакції спільна двом учасникам процесу.

3. Наведено експериментальні матеріали щодо відновлення рудовугільних композитів. Встановлено, що ступінь відновлення композиту за рахунок вмісту тонкоподрібненого вуглецю становить 66,0-67,0%.

4. Моделюванням доменного процесу отримано ізотерми температур за висотою доменної печі, визначено їх параметри за висотою. Проаналізовано зміни параметрів ізотерм 1200-1400°C, що визначають зони когезії доменної печі. Показана як за рахунок зниження температур у хімічній термічно резервній зоні, зменшується розміри зони когезії і вона зміщується нижче.

5. На основі аналізу термограм по висоті доменної печі встановлено положення термічно резервної зони доменної печі, яка переміщається з висоти печі з 11,2 м під час роботи без композиту до 9,8 м, 8,0 м та 6,2 м відповідно зі збільшенням витрати композиту на 10, 20, 30%

6. Вперше встановлені зони когезії по ширині з використанням відстані між ізотермами 1200-1400°C, що змінюються з 2,1 м при роботі без композиту до 1,8 м, 1,5 м.

ЛІТЕРАТУРА

1. М.А. Павлов. Металургія чавуну. М. 1949 р.-628 с.
2. Б.І, Китаєв. Теплообмін у шахтних печах, М., Металлургиздат, 1945 р.
3. Б.І. Китаєв, Схема теплообміну в доменній печі і підготовка руд до плавки // Сталь - 1944 - №7-8.

4. Б.І.Китаєв, Ю.Г. Ярошенко і Б.Л. Лазарєв. Теплообмін у доменній печі // М. Металургія, 1966 -355 с.
5. Д.Г. Пісі, В.Г. Давенпорт. Доменний процес - Теорія і практика- М. Металургія. 1984 - с. 27.
6. І.Г. Товаровський, В.П. Лялюк. Еволюція доменної плавки. Дніпропетровськ, Пороги 2001. С. 61-69, 424с.
7. С.В. Шаврін, А.В. Ченцов. Вибір рівнянь для аналізу теплообміну в доменних печах // Форсування доменної плавки / праці наукових конференцій з теорії вип. металургії чавуну. металургій. металургвидав. 1963 - с169-172.
8. А.Н. Рамм. Сучасний доменний процес М. / Металургія - 1980. 304 с.
9. Введення в сучасний доменний процес. Геердес М., Токсопеус Х. 2004. ISBN: 572379871318
10. Дослідження взаємозв'язку розподілу температури та хімічного складу газового потоку за радіусом доменної печі / В.І. Большаков, В.В. Лебедь // Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. Лебідь // Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії: Зб. наук. тр. - Дніпропетровськ.: ІЧМ НАН України, 2006. Вип. 13. С.27-35. <http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/21625>
11. М.І. Красавцев, В.Ф. Кузьменко. Дослідження теплообмінних процесів у шахті доменної печі об'ємом 2300 м3// Металургія чавуну: Збірник праць. Випуск 18. ДонНДІЧерМет. М.: Металургія, 1970. С. 91-102.
12. М.М. Бабарикін. Вплив відновлювальних процесів на теплообмін у доменній печі // Сталь. 1981 №3. С.5-9.
13. Treatise on Process Metallurgy. Volume 3: Industrial Processes. 2014, Pages 2-88. Chapter 1.1 – Ironmaking. Yongxiang Yang, Kalevi Raipala, Lauri Holappa. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-096988-6.00017-1>
14. STACHURA, R. Determination of the reserve zone localization in the working area of blast furnace. HutnikWiadomoci Hutnicze vol. 80, No. 11 2013 pp.752-756.
15. Hirokazu Yokoyama, Kenichi Higuchi, Takashi Ito, Akiyoshi Oshio. Decrease in Carbon Consumption of a Commercial Blast Furnace by Using Carbon Composite Iron Ore. ISIJ International, Vol. 52 (2012), No. 11, pp. 2000–2006. <http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.52.2000>
16. K. Higuchi, K. Kunitomo and S. Nomura. Reaction Behaviors of Various Agglomerates in Reducing the Temperature of the Thermal Reserve Zone of the Blast Furnace : ISIJ International, V 60, (2020), №11, pp.2366-2375. DOI:10.2355/isijinternational.ISIJINT-2020-115
17. Д.А. Ковальов, Б.П. Крикунов, А.А. Ванюков. Ефективність застосування гранульованого вуглецевмісного залізофлюсу в доменній плавці. /БАТ «Черметінформація». Бюллетень «Чорна металургія» - 2012 №7 -с.49-54.
18. Ковальов Д. А., Ванюкова Н. Д., Ванюков А. А. Виробництво і використання самовідновлювальних окатишів у доменній плавці із застосуванням пиловугільного палива // Металургійна і гірничорудна промисловість. - 2013 - №1 - С. 13-15.
19. Ковальов Д.А., Ванюков А.А., Крикунов Б.П. Виробництво високоосновних самовідновлювальних окатишів на цементній зв'язці та доменна плавка з їх використанням. // «Металургійна та гірничорудна промисловість». - 2014. -№5. - С. 2-4.
20. ISIJ International. Volume 41 (2001). Issue 8. Reaction Behavior of Facing Pair between Hematite and Graphite: A Coupling Phenomenon of Reduction and Gasification. Yoshiaki Kashiwaya, Motomichi Kanbe, Kuniyoshi Ishii. JOURNAL FREE ACCESS. 2001. Volume 41. Issue 8. Pages 818-826. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.41.818>

21. A. Kasai and Y. Matsui. Lowering of thermal Reserve Zone Temperature in Blast Furnace by Adjoining Carbonaceous Material and Iron Ore. ISIJ International, vol 44 (2004), №12, pp. 2073-2078. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.44.2073>
22. A Numerical Study on the State of the Blast Furnace Thermal Reserve Zone under Different Starting Temperatures of Coke Solution Loss Reaction. Fanchao Meng, Lei Shao, Wenjie Ni, Zongshu Zou. 2022. <https://doi.org/10.1002/srin.202100823>
23. ISIJ International/Volume 52 (2012) Issue 11. Decrease in Carbon Consumption of a Commercial Blast Furnace by Using Carbon Composite Iron Ore. Hirokazu Yokoyama, Kenichi Higuchi, Takashi Ito, Akiyoshi Oshio. JOURNAL OPEN ACCESS. Pages 2000-2006 DOI <https://doi.org/10.2355/isijinternational.52.2000>
24. ISIJ International/Volume 44 (2004) Issue 12. Lowering of Thermal Reserve Zone Temperature in Blast Furnace by Adjoining Carbonaceous Material and Iron Ore. Akito Kasai, Yoshiyuki Matsui. JOURNAL FREE ACCESS. Pages 2073-2078 DOI <https://doi.org/10.2355/isijinternational.44.2073>

REFERENCES

1. M.A. Pavlov. Metalurhiia chavunu. M. 1949 r.-628 s.
2. B.I. Kytaiev. Teploobmin u shakhtnykh pechakh, M., Metallurhyzdat, 1945 r.
3. B.I. Kytaiev, Skhema teploobminu v domennii pechi i pidhotovka rud do plavky // Stal - 1944 - №7-8.
4. B.I. Kytaiev, Yu.H. Yaroshenko i B.L. Lazarev. Teploobmin u domennii pechi // M. Metalurhiia, 1966 -355 s.
5. D.H. Pisi, V.H. Davenport. Domennyi protses - Teoriia i praktyka- M. Metalurhiia. 1984 - s. 27.
6. I.H. Tovarovskyi, V.P. Lialiuk. Evoliutsiia domennoi plavky. Dnipropetrovsk, Porohy 2001. S. 61-69, 424s.
7. S.V. Shavrin, A.V. Chentsov. Vybir rivnian dlia analizu teploobminu v domennykh pechakh // Forsuvannia domennoi plavky / pratsi naukovykh konferentsii z teorii vyp. metalurhii chavunu. metalurhii. metalurhvydav. 1963 - s169-172.
8. A.N. Ramm. Suchasnyi domennyi protses M. / Metalurhiia - 1980. 304 s.
9. Vvedennia v suchasnyi domennyi protses. Heerdes M., Toksopeus Kh. 2004. ISBN: 572379871318
10. Doslidzhennia vzaiemozviazku rozpodilu temperatury ta khimichnoho skladu hazovoho potoku za radiusom domennoi pechi / V.I. Bolshakov, V.V. Lebed // Fundamentalni ta prykladni problemy chornoj metalurhii. Lebid // Fundamentalni ta prykladni problemy chornoj metalurhii: Zb. nauk. tr. - Dnipropetrovsk.: IChM NAN Ukrainy, 2006. Vyp. 13. S.27-35. <http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/21625>
11. M.I. Krasavtsev, V.F. Kuzmenko. Doslidzhennia teploobminnykh protsesiv u shakhti domennoi pechi obiemom 2300 m3// Metalurhiia chavunu: Zbirnyk prats. Vypusk 18. DonNDICherMet. M.: Metalurhiia, 1970. S. 91-102.
12. M.M. Babarykin. Vplyv vidnovliuvalnykh protsesiv na teploobmin u domennii pechi // Stal. 1981 №3. S.5-9.
13. Treatise on Process Metallurgy. Volume 3: Industrial Processes. 2014, Pages 2-88. Chapter 1.1 – Ironmaking. Yongxiang Yang, Kalevi Raipala, Lauri Holappa. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-096988-6.00017-1>
14. STACHURA, R. Determination of the reserve zone localization in the working area of blast furnace. HutnikWiadomoci Hutnicze vol. 80, No. 11 2013 pp.752-756.
15. Hirokazu Yokoyama, Kenichi Higuchi, Takashi Ito, Akiyoshi Oshio. Decrease in Carbon Consumption of a Commercial Blast Furnace by Using Carbon Composite Iron Ore. ISIJ

- International, Vol. 52 (2012), No. 11, pp. 2000–2006.
<http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.52.2000>
16. K. Higuchi, K. Kunitomo and S. Nomura. Reaction Behaviors of Various Agglomerates in Reducing the Temperature of the Thermal Reserve Zone of the Blast Furnace : ISIJ International, V 60, (2020), №11, pp.2366-2375.
DOI:10.2355/isijinternational.ISIJINT-2020-115
17. D.A. Kovalov, B.P. Krykunov, A.A. Vaniukov. Efektyvnist zastosuvannya hranulovanoho vuhletsevmisnogo zalizofliusu v domennii plavtsi. /VAT «Chermetinformatsiia». Biulliten «Chorna metalurhiia» - 2012 №7 -s.49-54.
18. Kovalov D. A., Vaniukova N. D., Vaniukov A. A. Vyrobnystvo i vykorystannia samovidnovliuvalnykh okatyshiv u domennii plavtsi iz zastosuvanniam pylovuhilnoho palyva // Metalurhiina i hirnychorudna promyslovist. - 2013 - №1 - S. 13-15.
19. Kovalov D.A., Vaniukov A.A., Krykunov B.P. Vyrobnystvo vysokoosnovnykh samovidnovliuvalnykh okatyshiv na tsementnii zviaztsi ta domenna plavka z yikh vykorystanniam. // «Metalurhiina ta hirnychorudna promyslovist». - 2014. -№5. - S. 2-4.
20. ISIJ International. Volume 41 (2001). Issue 8. Reaction Behavior of Facing Pair between Hematite and Graphite: A Coupling Phenomenon of Reduction and Gasification. Yoshiaki Kashiwaya, Motomichi Kanbe, Kuniyoshi Ishii. JOURNAL FREE ACCESS. 2001. Volume 41. Issue 8. Pages 818-826. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.41.818>
21. A. Kasai and Y. Matsui. Lowering of thermal Reserve Zone Temperature in Blast Furnace by Adjoining Carbonaceous Material and Iron Ore. ISIJ International, vol 44 (2004), №12, pp. 2073-2078. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.44.2073>
22. A Numerical Study on the State of the Blast Furnace Thermal Reserve Zone under Different Starting Temperatures of Coke Solution Loss Reaction. Fanchao Meng, Lei Shao, Wenjie Ni, Zongshu Zou. 2022. <https://doi.org/10.1002/srin.202100823>
23. ISIJ International/Volume 52 (2012) Issue 11. Decrease in Carbon Consumption of a Commercial Blast Furnace by Using Carbon Composite Iron Ore. Hirokazu Yokoyama, Kenichi Higuchi, Takashi Ito, Akiyoshi Oshio. JOURNAL OPEN ACCESS. Pages 2000-2006
DOI <https://doi.org/10.2355/isijinternational.52.2000>
24. ISIJ International/Volume 44 (2004) Issue 12. Lowering of Thermal Reserve Zone Temperature in Blast Furnace by Adjoining Carbonaceous Material and Iron Ore. Akito Kasai, Yoshiyuki Matsui. JOURNAL FREE ACCESS. Pages 2073-2078
DOI <https://doi.org/10.2355/isijinternational.44.2073>

Received 11.02.2024.

Accepted 15.03.2024.

UDC 622.778.873.6

A. A.Vanyukov, L.V.Kamkina, V.P.Ivashchenko, Ya.V.Myanovska, P.O.Sazonov

ANALYSIS OF THE CONDITION OF THE THERMAL RESERVE ZONE OF THE BLAST FURNACE WHEN USING COAL COMPOSITIONS IN THE CHARGE

The emergence and existence of zones in the blast furnace due to the laws of heat exchange are considered. In the middle zone of the blast furnace, the temperature of the

outgoing gas stream remains relatively constant and no chemical processes occur in it. This is the "thermal reserve zone", the upper part of this zone - the "chemical reserve zone" is represented by wustite, which is not restored. The reserve of this zone is the formation of a gas phase. When additives are added to the charge of ore-coal compositions, iron oxides are reduced ($t=1000\text{ }^{\circ}\text{C}$) by the reaction $\text{Fe}_2\text{O}_3+\text{C}=\text{Fe}_3\text{O}_4+\text{CO}_2$ and carbon gasification $\text{CO}_2+\text{C}=2\text{CO}$ (Boudoir reaction). The resulting gas phase (CO) intensively reduces iron oxides. Composites for blast furnace smelting are produced from a mixture of blast furnace slurries with cement additives. The mixture is processed into coal pellets or briquettes. Blast furnace smelting at metallurgical plants in Ukraine, South Korea, and Japan has shown that the use of ore-coal composites is an effective additive to the charge of blast furnace smelting to reduce coke consumption. The coal-coal composite effect is based on the theory of "Coupling Phenomenon" between carbon and iron-containing materials in the composite pellet. Their interaction takes place, as research has shown, at temperatures of $250\text{--}420^{\circ}\text{C}$ in a CO atmosphere. Taking into account the Boudoir reaction, the temperature in the thermal reserve zone of the blast furnace decreases by $80\text{--}200^{\circ}\text{C}$. Thus, in the chemical reserve zone, the recovery of wustite does not occur at 1000°C , but at $920\text{--}800^{\circ}\text{C}$, and it moves closer to the zones of iron and slag formation. The article analyzes thermograms in a blast furnace taking into account red coal deposits. Chemically, the reserve zone is located in the middle of the mine (from the slag surface) 11.2 m. With an increase in the consumption of composite in the charge (30%), the position of the reserve zone decreases from 11.2 to 6.2 m. The width between the thermograms of 1200°C - 1400°C is a characteristic zone of cohesion, with an increase in the consumption of the composite, it decreases from 2.1 m t (without loading the composite) to 0.9 m with a consumption of the composite of 30%.

Keywords: blast furnace, ore-coal composite, recovery of iron oxides, carbon gasification, thermograms in a blast furnace, thermal reserve zone of a blast furnace, cohesion zone.

Ванюков А.А., Український державний університет науки і технологій, Дніпро, Україна.

Камкіна Л.В., Український державний університет науки і технологій, Дніпро, Україна.

Іващенко В.П., Український державний університет науки і технологій, Дніпро, Україна.

Мяновська Я.В., Український державний університет науки і технологій,
Дніпро, Україна.

Сазонов П.О., ДП «Дніпростандартметрологія», Дніпро, Україна.

Vanyukov A. A., Ukrainian State University of Science and Technology, Dnipro, Ukraine

Kamkina L.V., Ukrainian State University of Science and Technology, Dnipro, Ukraine

Ivashchenko V.P., Ukrainian State University of Science and Technology, Dnipro, Ukraine

Myanovska Ya.V., Ukrainian State University of Science and Technology, Dnipro, Ukraine

Sazonov P.O., SE "Dniprostandartmetrologiya", Dnipro, Ukraine

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.04

UDC 621.785:669.15-194:669.1.017

T. Golubenko, V. Lutsenko, O. Lutsenko

EFFECT OF TREATMENT TEMPERATURE ON STRUCTURE FORMATION IN CR-MO-V STEEL

Abstract. Properly selected heat treatment, which have the purpose to create a structure that would satisfy the requirements of the manufacturer, is the main way to improve the quality characteristics of the steel. The investigated steel 31CrMoV9 was heated to temperatures in the range of 850-1050°C and cooled in water and air. The structure consisted of bainite and martensite with different ratios, after normalization. An increase in the heating temperature leads to an increase in the amount of martensite from 5-10% at 850°C to 50% at 1050°C, that was shown by investigation. The microhardness of the steel increases respectively. The structure of the 31CrMoV9 steel consists of the tempered martensite, which is characterized by various morphology, after heating to different temperatures, quenching and tempering. Average of the microhardness of the steel decreases with an increase in quenching temperature. The change of the microhardness is probably due to an increase in the volume of residual austenite and the dissolution of alloyed carbides. Detected that with an increase in the heating temperature, an increase in the initial austenite grain led to the enlargement of martensite needle. Determined, that with increasing heating temperature, the dispersion of pearlite depends on the size of austenitic grains. An increase in the austenization temperature leads to an increase in the interplate distance. The alloy steel should be heated at the temperature of 850°C to obtain the uniform structure.

Keywords: alloy steel, heating temperature, structure, grain size, bainite, martensite, heat treatment, quenching, normalization

Introduction.

Structural steels alloyed by chromium, molybdenum and vanadium are widely used in the various of the industries to manufacture critical products that operate under high pressure and temperature conditions [1]. Such alloying allows to harden

© Golubenko T., Lutsenko V., Lutsenko O., 2024

products of larger cross-sections at lower cooling rates. The size of the austenite grain in the steel significantly depends on the heating temperature during heat treatment, which in turn affects the final structure of the steel and mechanical properties after treatment [2, 3]. Often, the malfunctions on the production line associated with a violation of the temperature and time treatment regime lead to excessive heating of metal products. One of the consequences of this is obtaining products with a change in the size of the initial austenite grains. Therefore, studying of the effect of austenization temperature on structure formation in 31CrMoV9 alloy steel is represents the interest.

Literature Review.

The technology for the production of alloy structural rolled products is a complex of the operations to give it the required properties (mechanical, technological) and form. The size of the steel grain significantly affects the complex of mechanical properties (plasticity, viscosity and hardness) [4, 5], with an increase in the austenite grain size, the intensity of wear increases [6]. In [4] showed, that the average increase in the size of the grains of the previous austenite is equal to 0,008 mm per 100°C increase in the austenization temperature. Research [5] of the Cr-Mo-V high-alloy steel was provided, that temperature range from 1010°C to 1070°C, the average diameters remain within the same grain size class, and at a temperature of 1100°C was observed a significant growth of the grains [5]. In [6] showed, that after austenitization at 950°C, an abnormal grain growth occurs.

The larger the grain, the more susceptible the steel is to quenching cracks and deformation, and the grain size greatly reduces the structural strength and the impact strength [7]. In [8] shows that an average grain size of more than 0,04 mm is not preferable for alloy steel in automotive industry. And for carbon alloy steels [9], abnormal grain growth is observed in the temperature range of 1000-1100°C

Research Methodology.

The research was conducted on the samples of the 31CrMoV9 steel, the chemical composition of which (Table 1) corresponded to EN 10085:2001 [10]. The samples were heated in a furnace to temperatures of 850°C, 950°C and 1050°C with a

holding time of 30 min and subsequent cooling in water (quenching), in air (normalization) and in a furnace (annealing).

Table 1

Chemical composition of the steel 31CrMoV9

Designation, % by mass.	C	Si max	Mn	Cr	Mo	V	P max	S max
The experimental sample	0,33	0,25	0,59	2,59	0,23	0,11	0,011	0,025
EN 10085:2001	0,27- 0,34	0,17- 0,37	0,40- 0,70	2,30- 2,70	0,15- 0,25	0,06- 0,12	0,025	0,035

After quenching, the samples were tempered at 250°C for 1 hour and then cooled in air. The microstructure was studied using an Axiovert 200M MAT optical microscope after etching with an alcohol solution of nitric acid. The austenite grain size was determined by measuring the chord length after etching with a solution of picric acid. The microhardness was measured with Vickers micro hardness tester, type PMT3, test load 100 g.

Results

By research of the grain size determination of the austenite from the investigated steel was provided, that the steel is characterized by the variety of grains (Fig. 1). An increase in the austenitizing temperature increased the number of large grains. In general, the grain size of the austenite of the investigated steel increased by 25-35%.

Established, that 31CrMoV9 steel is characterized by a significant increase in the size of the austenite grain when heated from a temperature of 950°C. Investigated steel has a multigrain structure, with a conditional grain diameter in the range of 0.028-0.063 mm at a heating temperature of 850°C, 0.033-0.079 mm at 950°C, and 0.035-0.084 mm at 1050°C. The research results showed that the size of the austenite grain increases with increasing austenitization temperature, which can lead to a change in the structure of the test steel after heat treatment. With an increase in the austenitization temperature, the effect of the thermal factor is manifested, as a result of which the actual cooling rate of steel increases [11].

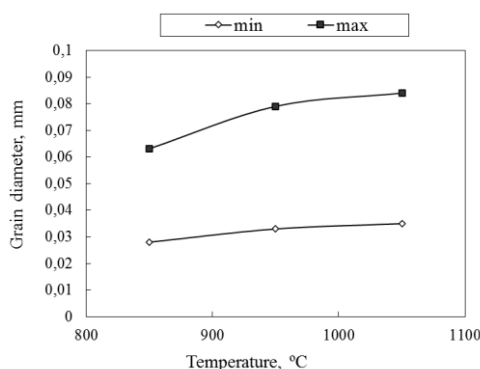


Figure 1 – Changing of the austenite grain size with increasing heating temperature

The increase in the grain size is associated with secondary recrystallization, which occurs as a result of the dissolution of dispersed ($5\div 20$ nm) particles of the carbide phases that restrained grain growth. In this case, with increasing temperature, special vanadium carbides dissolve [11].

During assigning setting of the heat treatment regime for chromium, molybdenum and vanadium-alloyed steel, the temperature of the sharp increase in the grain size should be avoided. Otherwise, the structure can have a large grain size dispersion, which leads to a decrease in mechanical properties.

Investigated, the influence of the austenite grain growth on structure formation in 31CrMoV9 steel during heating to different austenization temperatures and cooling at different rates under different conditions.

After heating to different temperatures in the range of 850-1050°C and cooling in air, the structure of the experimental steel 31CrMoV9 consists of bainite, martensite, and excess alloyed carbides (Fig. 2). After normalization from temperature 850°C, the percentage of martensite was 5-10%. Martensite is non-needle-like (light areas in Fig. 2), it has the form of small grains with no characteristic needle-like structure, and no clear boundaries between martensite crystals are observed. The average microhardness of the steel is 3340 MPa. The alloying elements induce liquitation (striping), which begins to appear when cooled from a higher heating temperature of 950°C (Fig. 2, b). Small excess alloyed carbides are also observed in the steel structure. With an increase in the normalization temperature under equal cooling conditions, the amount of martensite formed increases. This is mainly due to an increase in the total area occupied by martensite

without changing its morphology. Increasing the temperature to 1050°C resulted in the formation of about 50% of martensite, in addition to bainite (Fig. 2, c).

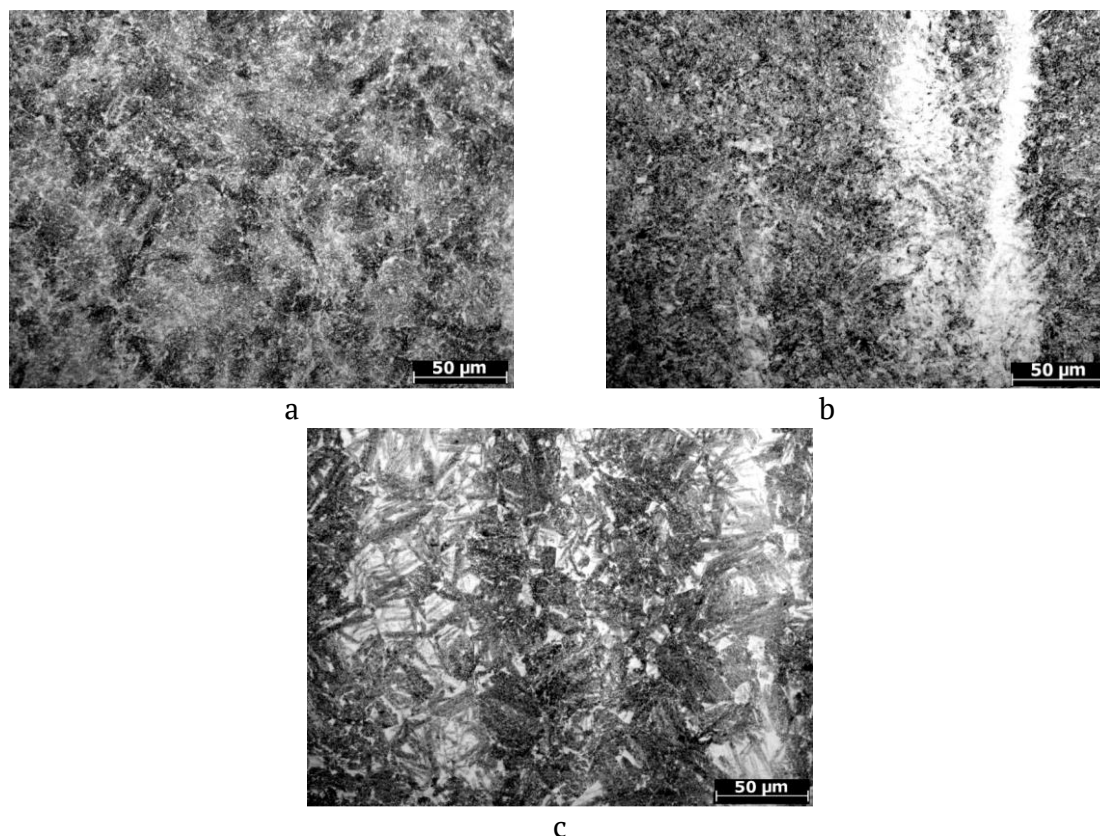


Figure 2 – Structure of the 31CrMoV9 steel after normalization from 850°C (a), 950°C (b) and 1050°C (c)

The light areas of non-needle-like martensite look like grains and stripes. The average microhardness of the sample heated to 1050°C increased to 4075 MPa (Fig. 3). Changes in the size of the austenitic grains can be reflected in the martensitic structure obtained during final heat treatment. Changes in the morphology of the martensite affect the reduction of mechanical properties: impact strength, yield strength, hardness, etc. Therefore, the effect of the increasing the austenitizing temperature on the martensitic structure of the 31CrMoV9 steel was investigated. After heating to different temperatures, quenching, and tempering, the structure of Cr-Mo-V steel consists of the tempered martensite (including residual austenite and decomposition products of residual austenite) and alloyed carbides (Fig. 3).

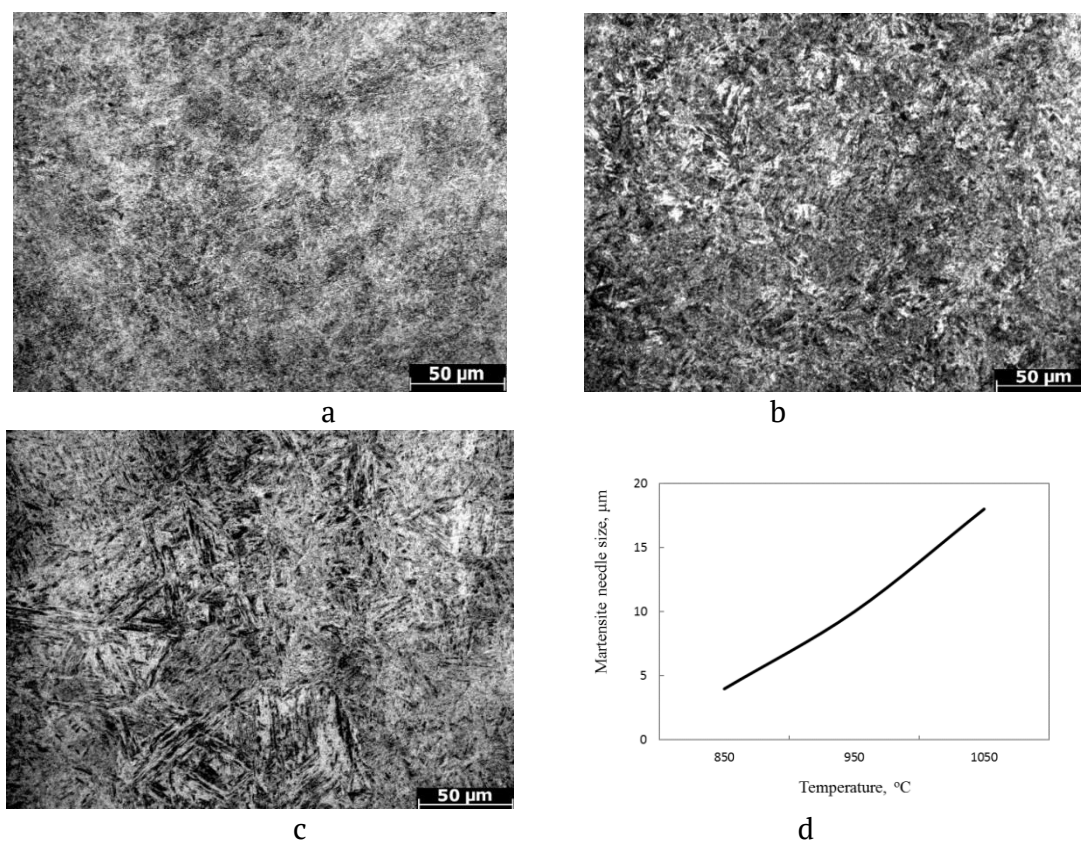


Figure 3 – Structure of the 31CrMoV9 steel after quenching from 850°C (a), 950°C (b) and 1050°C (c) and tempering; d - middle size of the martensite needle after quenching at different heating temperatures

A significant enlargement of martensite with increasing temperature is observed. It is known that the size of martensite plates (needle size) depends on the size of the prior austenite grains: the larger the austenite grains, the more needle-shaped the martensite is formed. The size of martensite needles after quenching from 850°C is approximately 4 μm, from 950°C is 10 μm, and for quenching from 1050°C is 18 μm (Fig. 3, d). The size of the austenitic grain affects the martensitic transformation due to the nucleation density provided by the grain boundary zone and due to the strengthening of the austenitic phase as the transformation progresses [12].

In addition, the solubility of excess vanadium carbides [13] in steel increases with increasing heating temperature, and their amount decreases significantly when heated to 1050°C (see Fig. 2-3, c).

Although the microhardness of the liquefaction areas increases with increasing quenching temperature, the overall average microhardness of the steel decreases (Fig. 4, b), unlike the steel cooled in air (Fig. 4, a).

In Cr-Mo-V steel, vanadium carbide is released in a very finely dispersed granular form. Since vanadium forms difficult to dissolve carbides, at the traditional quenching temperatures of 800-900°C, it remains bound in carbides and does not transform into austenite. This also affects the change in microhardness of the investigated steel.

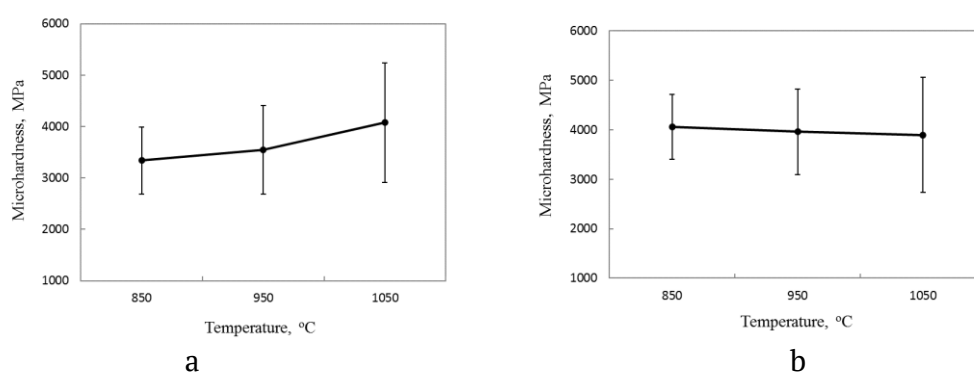


Figure 4 – Microhardness of the 31CrMoV9 steel after normalization (a) and quenching (b) at different heating temperatures

The average microhardness values of the 31CrMoV9 steel after quenching and tempering were: 4060 MPa for 850°C, 3960 MPa for 950°C, and 3894 MPa for 1050°C. Such a change in microhardness is probably due to an increase in the amount of residual austenite, since an increase in the quenching temperature increases the amount and degree of metastability of residual austenite, its enrichment with carbon and alloying elements due to the dissolution of alloyed carbides. In addition, an increase in the quenching temperature, and hence an increase in the degree of solubility of carbides in austenite, causes a decrease in the temperature of the onset of martensite transformation and, as a result, an increase in the amount of residual austenite.

The results, which were obtained in [14], shown that as the holding time or temperature increases, the initial average diameter of the austenite increases, as well as the size of blocks and packets in the martensite. This affects the mechanical

properties because a smaller grain has more blocks and packets and the higher density of the dislocations in relation to the same area. When heated to 1050°C and cooled in air and water, the widest interval between the minimum and maximum microhardness values of structural components is observed, which may further adversely affect the properties of this steel.

The dispersion of the pearlite in the carbon steels depends on the austenitization temperature and, accordingly, the size of the austenite grain, it is known [15]. An increase in the austenitizing temperature of the steel leads to an increase in grain size and the formation of more special boundaries, which leads to an increase in pearlite dispersion and austenite stability. All samples of the 31CrMoV9 steel heated to 850-1050°C and cooled at rate of $\sim 0.05^\circ\text{C/s}$ have a ferrite-pearlite structure. A large amount of the excess carbides of the alloying elements is observed in the structure of the steel heated to 850°C (Fig. 5, a).

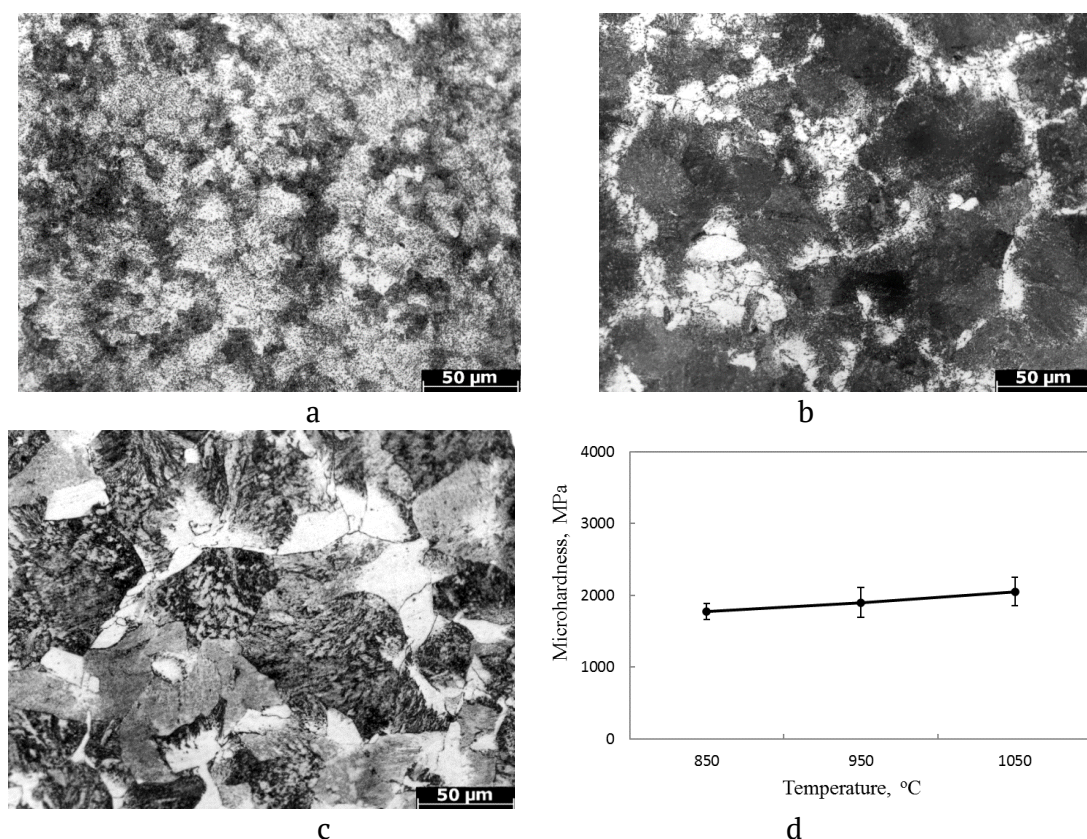


Figure 5 – The structure and microhardness (d) of the 31CrMoV9 steel after slow cooling from temperatures of 850°C (a), 950°C (b), 1050°C (c)

With an increase in the austenitizing temperature to 1050°C, most of the carbides dissolve (Fig. 5, c). The average grain size of the pearlite increases with increasing austenitization temperature and is 0.019 mm for 850°C, 0.047 mm for 950°C, and 0.088 mm for 1050°C. An increase in the austenitizing temperature also leads to change in the dispersion of the pearlite, i.e. an increase in the inter-plate distance. Researched, that the inter-plate distance in pearlite increases from 0.25 µm to 0.95 µm. The smallest deviation in the microhardness values is observed after heating to 850°C and slow cooling with an oven. Therefore, during increases the heating temperature, the actual cooling rate may differ from that predicted by the thermokinetic diagram. This should be taken into account when setting the heat treatment regimes for alloy steel. With an increase in the austenitizing temperature, the microhardness of the alloy steel increases (Fig. 5, d), which is caused by the dissolution of the small carbides of the alloying elements and their enrichment of cementite in the pearlite composition.

Investigated the mechanical properties of the 31CrMoV9 steel after treatment according to the standard quenching regime with austenitizing at 850°C. The industrial steel billet 31CrMoV9 had a diameter of 120 mm. The obtained results showed that the mechanical characteristics of this steel correspond to the standard values (Table 2).

Table 2

Mechanical properties of the steel 31CrMoV9

Characteristic	Tensile strength, MPa	Yield strength, MPa	Elongation, %
The experimental sample	995	868	14.5
EN 10085:2001	900-1100	>700	>11

Thus, to obtain a uniform fine structure in 31CrMoV9 steel it is necessary to heat it to 850°C before quenching and normalizing heating which will also lead to resource savings.

Conclusions

During investigations was determined the effect of the increasing the austenitizing temperature on the change in the structure of the Cr-Mo-V steel.

Received results allows to tentatively predict the final structure of the 31CrMoV9 steel after various heat treatment modes.

Determined, that the austenitizing temperature affects the cooling rate. To obtain broader results of this effect, it is necessary to conduct additional investigations of the kinetics of the transformations in the 31CrMoV9 steel during cooling from different temperatures. After heating 31CrMoV9 steel to different austenitization temperatures in the range of 850-1050°C and cooling under the same conditions, the steel structure changes.

After normalization, the structure of the 31CrMoV9 steel consisted of bainite and martensite, the amount of which increases with increasing temperature from 5-10% martensite at 850°C to 50% at 1050°C. The microhardness of the steel increases accordingly.

After heating to different temperatures, quenching and tempering, the structure of the 31CrMoV9 steel consists of tempered martensite different dispersity.

Established, that with an increase in the heating temperature, an increase in the prior austenite grain was observed, which led to the enlargement of martensite needles.

Determined, that with increasing heating temperature, the dispersion of pearlite depends on the size of austenitic grains.

To obtain a uniform fine structure for alloy steel is recommended the heated at a temperature of ~850°C before quenching or normalization.

ЛІТЕРАТУРА/REFERENCES

1. Totten, G.E. (2006). *Heat Treatment: Metallurgy and Technologies*, CRC press, Boca Raton, USA.
2. Xiaomin, Y., Shanshan, H., Yiwei, Z. and Lei, Y. (2015). Effects of controlled cooling process on microstructure and mechanical properties of 12Cr1MoV boiler steel. *Heat Treatment Of Metals*, Vol. 40(6), pp. 116-119.
3. Lutsenko V.A., Parusov E.V., Parusov O.V., Lutsenko O.V., Chuiko I.M. and Golubenko T.M. (2015). Peculiarities of Formation of High-Carbon Steel Structure During Rolling. *Materials Science*. 2023. Vol. 58. No. 5. P. 621–628. doi: 10.1007/s11003-023-00708-z.
4. Polyzois, I. and Bassim, N. An examination of the formation of adiabatic shear bands in AISI 4340 steel through analysis of grains and grain deformation. *Materials Science and Engineering*, Vol. 631, pp. 18-26, doi: 10.1016/j.msea.2015.02.008.
5. Grzegorz, G., Cezary, K. and Jerzy, K. (2013). The effect of austenitizing temperature on prior austenite grain size in martensitic cast steel. *Solid State. Phenomena Materials Science*, Vol. 197, pp. 53-57, doi: 10.4028/www.scientific.net/SSP.197.53.

6. Pawlak, K., Bialobrzaska, B. and Konat, L. (2016). The influence of austenitizing temperature on prior austenite grain size and resistance to abrasion wear of selected low-alloy boron steel. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Vol. 16(4), pp. 913-926, doi:10.1016/j.acme.2016.07.003.
7. Xia, B., Zhang, P., Wang, B., Li, X. and Zhang, Z. (2023). Effects of quenching temperature on the microstructure and impact toughness of 50CrMnSiVNb spring steel. *Materials Science and Engineering*, Vol. 870, doi: 10.1016/j.msea.2023.144856.
8. Azghandi, S. H. M., Ahmadabadi, V. G., Raoofian, I., Fazeli, F., Zare, M. and Zabett, A. (2015). Investigation on decomposition behavior of austenite under continuous cooling in vanadium microalloyed steel (30MSV6). *Materials & Design*, Vol. 88, pp. 751-758, doi: 10.1016/j.matdes.2015.09.046.
9. Danon, A., Servant, C., Alamo, A. and Brachet, J.C. (2003). Heterogeneous austenite grain growth in 9Cr martensitic steels: influence of the heating rate and the austenitization temperature. *Materials Science and Engineering*, Vol. 348(1-2), pp. 122-132, doi: 10.1016/s0921-5093(02)00632-9.
10. EN 10085:2001 Nitriding steels - Technical delivery conditions., Category: 77.140.10 Heat-treatable steels.
11. Parusov, E. V., Klimenko, A. P., Lutsenko, V. A., Chuiko, I. N., Sahura, L. V. and Sivak, G. I. (2018). The influence of the heating temperature on the kinetics of the austenite dissolution of high-carbon steel C80D. *Metal Science and Heat Treatment of Metals*, Vol. 1, pp. 34-42, doi: 10.30838/J.PMHTM.2413.240418.34.103.
12. Celada-Casero, C., Sietsma, J. and Santofimia, M.J. (2019). The role of the austenite grain size in the martensitic transformation in low carbon steels. *Materials & Design*, Vol. 167, doi: 10.1016/j.matdes.2019.107625.
13. Maropoulos, S., Karagiannis, S. and Ridley, N. (2008). The effect of austenitising temperature on prior austenite grain size in a low-alloy steel. *Materials Science and Engineering*, Vol. 483-484 (1-2), pp. 735-739, doi: 10.1016/j.msea.2006.11.172.
14. Prawoto, Y., Jasmawati, N. and Sumeru, K. (2012). Effect of Prior Austenite Grain Size on the Morphology and Mechanical Properties of Martensite in Medium Carbon Steel. *Journal of Materials Science & Technology*, Vol. 28(5), pp. 461-466, doi: 10.1016/S1005-0302(12)60083-8
15. Parusov, E. V., Parusov, V. V. and Sahura, L. V. (2015). Effect of temperature of austenitization on the dispersion of the pearlite carbon steel. *Metaloznavstvo ta termichna obrobka metaliv*, Vol. 2, pp. 14-18.

Received 02.02.2024.

Accepted 01.03.2024.

УДК 621.785:669.15-194:669.1.017

Т.М.Голубенко, В.А.Луценко, О.В.Луценко

ВПЛИВ ТЕМПЕРАТУРИ ОБРОБКИ НА ФОРМУВАННЯ СТРУКТУРИ CR-MO-V СТАЛІ

Правильно підібрана термічна обробка, яка має на меті створення структури, що задовольняє вимогам виробника, є основним способом покращення якісних характеристик сталі. Досліджувану сталь 31CrMoV9 нагрівали до температур в

діапазоні 850-1050°C і охолоджували у воді та на повітрі. Структура після нормалізації складалася з бейніту та мартенситу з різним співвідношенням. Підвищення температури нагріву призводить до збільшення кількості мартенситу з 5-10% при 850°C до 50% при 1050°C, що було показано дослідженнями. Мікротвердість сталі відповідно зростає. Структура сталі 31CrMoV9 складається із загартованого мартенситу, який характеризується різною морфологією після нагрівання до різних температур, гартування та відпуску. Середнє значення мікротвердості сталі зменшується зі збільшенням температури загартовування. Зміна мікротвердості, ймовірно, пов'язана зі збільшенням об'єму залишкового аустеніту і розчиненням легованих карбідів.

Виявлено, що зі збільшенням температури нагріву збільшення початкового зерна аустеніту призводить до укрупнення голки мартенситу. Встановлено, що з підвищенням температури нагріву дисперсність перліту залежить від розміру аустенітних зерен. Підвищення температури аустенізації призводить до збільшення міжпластинної відстані. Для отримання однорідної структури леговану сталь слід нагрівати при температурі 850°C.

Ключові слова: легована сталь, температура нагріву, структура, розмір зерна, бейніт, мартенсит, термічна обробка, гартування, нормалізація

Голубенко Тетяна Миколаївна – канд. техн. наук, старший науковий співробітник Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України

Луценко Владислав Анатолійович – старший науковий співробітник, докт. техн. наук, провідний науковий співробітник Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України

Луценко Ольга Владиславівна – канд. техн. наук, науковий співробітник Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України

Golubenko Tatyana – Cand. technical science, senior researcher at the Iron and Steel Institute of Z.I.Nekrasov NAS of Ukraine

Lutsenko Vladislav – Senior Researcher, Dr. Technical Sciences, leading researcher of the Iron and Steel Institute of Z.I.Nekrasov NAS of Ukraine

Lutsenko Olga – Cand. technical science, researcher at the Iron and Steel Institute of Z.I.Nekrasov NAS of Ukraine

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.05

УДК 621.778

Д.В. Коноводов, В.В. Бояркін, М.Г. Бойко, О.М. Івлєв

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ДОВЖИНИ ЗОНИ КАЛІБРУВАННЯ МОНОЛІТНОЇ ВОЛОКИ НА НЕРІВНОМІРНІСТЬ ДЕФОРМАЦІЇ ПРИ ВИРОБНИЦТВІ НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВОГО ДРОТУ

Анотація. *Значну частину в номенклатурі метизів, що виробляються, складає дріт з низьковуглецевих марок сталей. В стандартах, за якими постачається дріт, регламентуються межі його механічних властивостей. На рівень механічних властивостей впливає нерівномірність деформації металу під час процесу волочіння. Одним з основних параметрів, який впливає на нерівномірність деформації металу є конфігурація робочого інструменту, а саме довжина робочої зони та зони калібрування. Виробники інструменту надають відповідні рекомендації з вибору довжини зони калібрування в залежності від діаметра дроту. На підприємствах, у волоках, які були зношені під час попереднього волочіння, розточують зону калібрування до необхідного розміру по діаметру. З огляду на сталість довжини волокна це призводить до зміни співвідношення між довжинами робочої зони та зони калібрування і, як наслідок, до зміни рівня нерівномірності деформації. Рівень механічних властивостей дроту визначають переважно за допомогою результатів експериментальних досліджень, що призводить до значних витрат матеріалу і енергії. В роботі з використанням комп'ютерного моделювання методом скінчених елементів, досліджено вплив довжини зони калібрування на нерівномірність деформації при волочінні дроту зі сталі 1030 діаметром 1,85 мм.*

Ключові слова: волочіння, сталь, волокна, зона калібрування, нерівномірність деформації, механічні властивості, сила

Вступ.

Значну частку агрегатів для волочіння сталевих дротів на вітчизняних підприємствах складають багатократні стани магазинного типу (без ковзання дроту з накопиченням). Такі стани в даний час не випускаються через їх низьку

© Коноводов Д.В., Бояркін В.В., Бойко М.Г., Івлєв О.М., 2024

енергоефективність та продуктивність. Альтернативу їм складають петльові та прямоточні волочильні стани, які працюють з автоматичним регулюванням швидкостей проміжних барабанів без накопичування дроту.

Загальними недоліками сучасних машин з протинатяжінням, як петльових так і прямоточних, є слабе охолодження дроту у зв'язку з коротким часом перебування на кожному барабані, непряме охолодження дроту, барабанів та волок, значні габарити. Для розробки технології волочіння дроту тонких і найтонших діаметрів з низьковуглецевих марок сталей та прогнозування рівня механічних властивостей готового дроту, необхідно враховувати особливості зміцнення сталі при пластичній деформації.

Аналіз останніх досліджень і публікацій.

Через нерівномірність деформації металу в процесі волочіння на поверхні заготовки виникають залишкові напруження розтягання, а в центральних шарах – стискаючі напруження [1]. Цей фактор необхідно враховувати, так як поверхневі напруження розтягання знижують пластичність металу і можуть бути причиною появи поверхневих тріщин. Напруження, які виникають в зоні деформації при волочінні, оказують визначальний вплив як на процес волочіння в цілому, так і на властивості отриманого дроту.

Переважаючим інструментом для волочіння дроту є монолітні волокна. Їх виготовляють з інструментальних сталей та твердих сплавів. Волока має робочий отвір (канал), що складається з чотирьох зон: вхідної або мастильної, робочої, зони калібрування та вихідної зони. Основною зоною каналу волокна є робоча зона, де здійснюється деформація заготовки. Кут конусності робочої зони залежить від властивостей матеріалу та типу заготовки і становить 6 - 12°.

При розрахунку параметрів процесу волочіння фактичну картину для напружено-деформованого стану металу в зоні деформації значно спрощують. Зневажають зсувними напруженнями, а радіальне та поздовжнє напруження вважають головними, перше з яких мінімальне, а друге максимальне, тангенціальні напруження при цьому не беруть участь в аналізі [1,2].

В перерізі входу спостерігаються максимальні радіальні напруження, що значною мірою визначає найбільший знос волоки в цьому перерізі. По всій довжині зони деформації поздовжні напруження знижуються у напрямку від центральних шарів до периферійних. Максимальні поздовжні напруження спостерігаються в центральних шарах в перерізі виходу металу з конусної частини волоки.

На практиці часто необхідно, щоб дріт після деформації на кінцевий розмір, мав певні механічні та технологічні властивості. Тому при виборі діаметра вихідної заготовки необхідно знати не тільки початкові властивості металу (межу текучості та межу міцності), а й характер їх зміни в процесі волочіння. Складність урахування пластичних властивостей металу пояснюється тим, що важко визначити узагальнений показник пластичності металу [2]. Тому пластичні властивості визначають через відносні показники (відносне подовження, звуження шийки та інш.), які важко ввести в розрахунок маршрутів волочіння.

Для дослідження процесу волочіння дроту часто використовують математичне моделювання з використанням методу скінчених елементів [3-6].

Мета дослідження.

Метою роботи є створення математичної моделі процесу волочіння дроту з використанням методу скінчених елементів та дослідження з використанням створеної моделі впливу довжини зони калібрування волоки на нерівномірність деформації металу та параметри процесу волочіння.

Основні матеріали дослідження.

Для теоретичного дослідження механізму формозміни металу в зоні деформації при волочінні, використовувалась програма QForm UK [7]. QForm UK – це програмний комплекс для математичного моделювання на основі методу скінчених елементів різноманітних процесів обробки металів тиском і термічної обробки [8,9].

У програмному комплексі QForm UK було створено вісесиметричну модель процесу волочіння, що дозволило значно скоротити час розрахунку та обсяг даних у порівнянні з використанням тривимірної моделі.

Кут робочої зони волоки складав 12° у всіх випадках моделювання. Схема поперечного перерізу волоки представлено на рисунку 1.

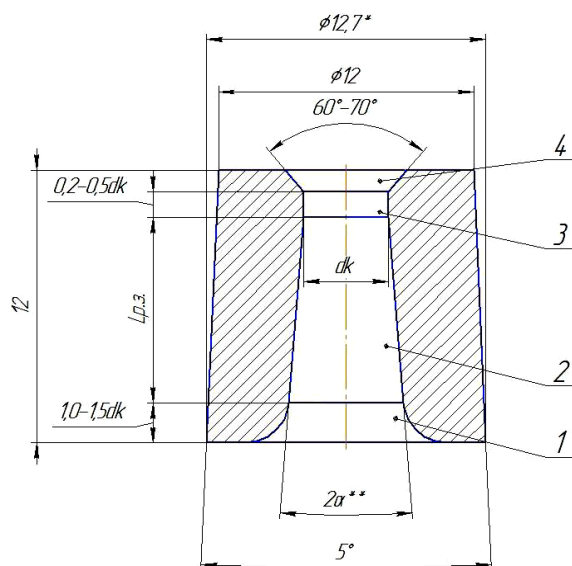


Рисунок 1 – Основні розміри волоки

1 – вхідна зона; 2 – робоча зона; 3 – зона калібрування; 4 – вихідна зона

Для опису фізичних властивостей матеріалу дроту (сталь 1030) та волоки (сталь Х12МФ) була використана база даних програмного середовища QForm UK. Реологічні властивості сталі 1030 брались також із цієї бази.

Граничні умови процесу:

- початкова температура заготовки і волоки – 20°C ;
- температура навколишнього середовища – 20°C ;
- максимальна швидкість волочіння – 12 м/с ;
- для опису напружень тертя на контакті між інструментом та заготовкою використовували змішаний закон.

- коефіцієнт зміни об'єму для заготовки - $1,0$;
- накопичений ступінь деформації для першого проходу – відсутній.

Створена модель (рис. 2) була використана для дослідження процесу волочіння дроту діаметром $1,85\text{ мм}$ з катанки діаметром $5,6\text{ мм}$. Маршрут волочіння представлений в таблиці 1.

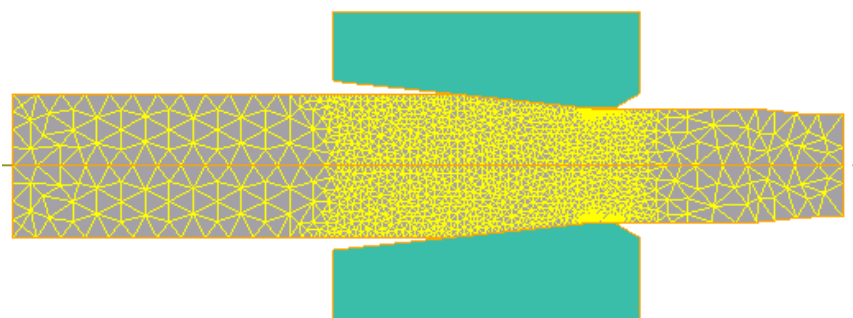


Рисунок 2 – Графічне відображення процесу волочіння

Таблиця 1

Маршрут волочіння

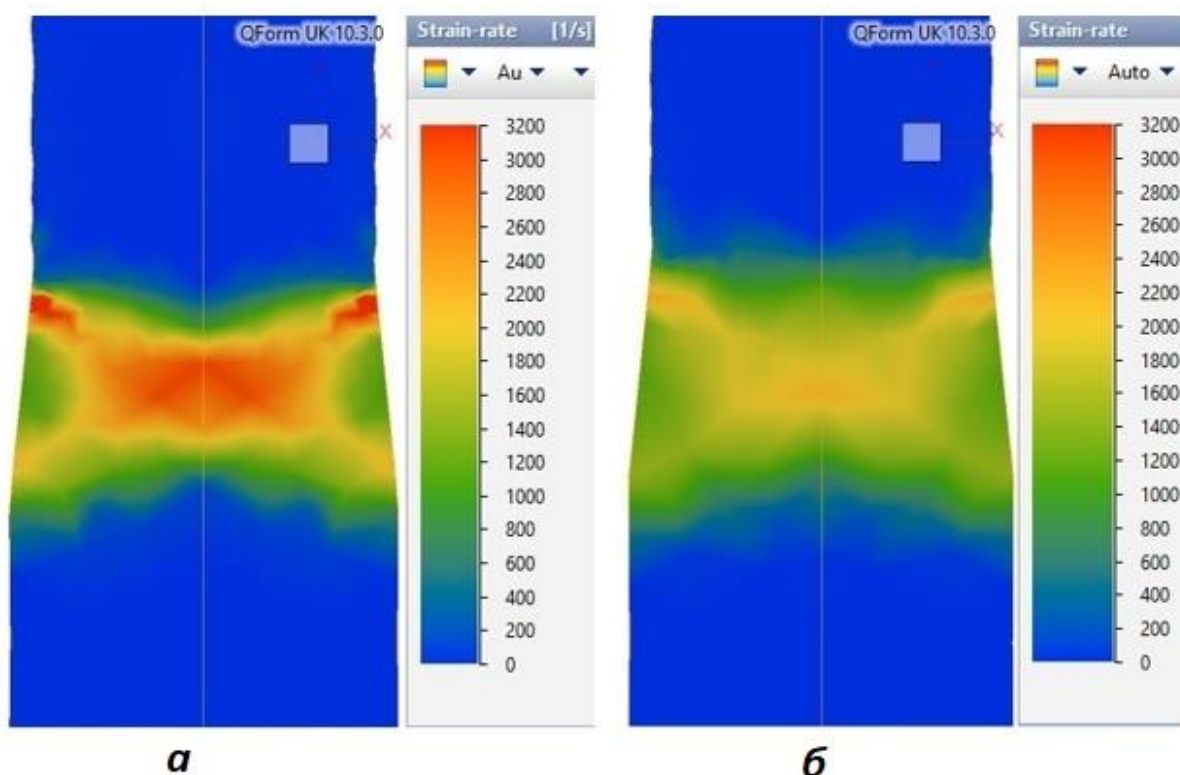
Параметри	1 секція	2 секція	3 секція	4 секція	5 секція	6 секція	7 секція
діаметр дроту, мм	4,45	3,65	3,07	2,65	2,33	2,05	1,82
обтиск по діаметру, %	36,85	32,72	29,26	25,49	22,69	22,59	21,18
сумарний обтиск по діаметру, %	27,9	57,5	69,9	77,6	82,7	86,6	89,4
частковий коефіцієнт витяжки	1,59	1,49	1,41	1,34	1,29	1,29	1,27
сумарний коефіцієнт витяжки	9,47						
швидкість волочіння, м/с	2,007	2,984	4,217	5,660	7,322	9,458	12,000

Даний маршрут має невеликі часткові витяжки, що знижує вірогідність обриву металу, ефект старіння та забезпечують кращі пластичні властивості. Однак збільшення кількості переходів волочіння та нерівномірність деформації по перерізу дроту, може впливати на механічні характеристики дроту і навіть привести до появи тріщин.

Використання великих сумарних та часткові витяжок при волочінні зменшує кількість переходів, що підвищує продуктивність процесу. Однак зростає вірогідність обривів, тому необхідною умовою є використання більш якісної заготовки, якісного мастила, якісного охолодження барабанів, дроту та волок.

З використанням створеної математичної моделі було виконано дослідження напружень в зоні деформації, температурно-швидкісних параметрів та сили волочіння для двох значень довжини зони калібрування волок $0,2d$ та $0,5d$, де d – діаметр дроту в проході. Такий діапазон значень довжини зони калібрування рекомендує постачальник робочого інструменту.

Аналіз розподілу швидкості деформації в середині зони деформації показав, що при зростанні довжини зони калібрування волокни від значення $0,2d$ до $0,5d$, нерівномірність розподілу швидкостей деформації зменшується. На рисунку 3, у якості прикладу, наведено розподіл швидкості деформації для шостого проходу при різній довжині зони калібрування.

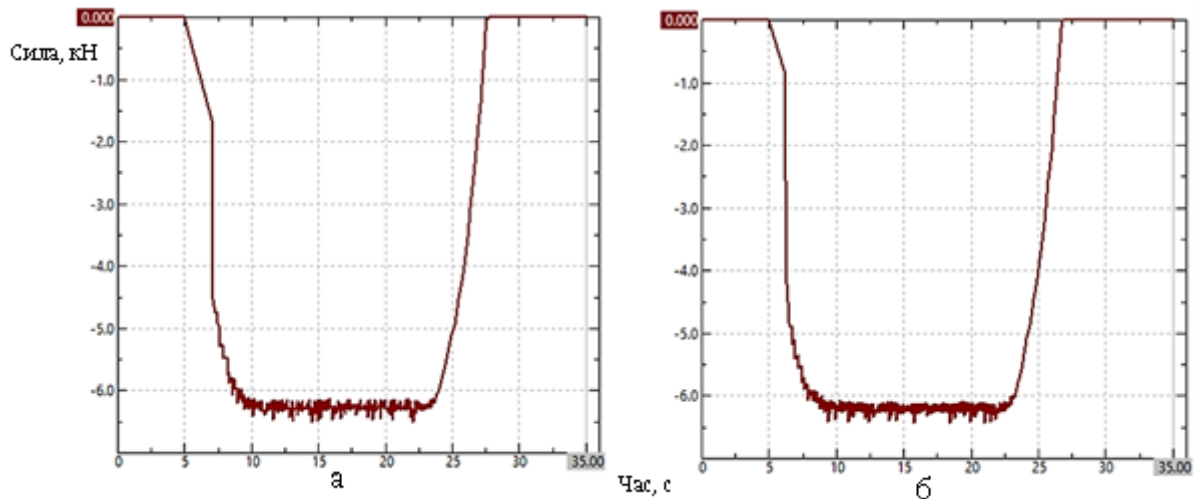


a – $l_k = 0,2d$; б – $l_k = 0,5d$

Рисунок 3 – Розподіл швидкості деформації у шостому проході

Як видно з рис. 3, швидкість деформації при збільшенні довжини зони калібрування зменшується за абсолютними значеннями та розподіляється більш рівномірно. Слід відзначити, що в останніх проходах, зі зменшенням діаметра дроту, вплив довжини зони калібрування на значення та розподіл швидкостей деформації зростає.

На рисунку 3 показані дані значень сили волочіння для випадку моделювання деформації у першому проході з діаметра 5,6 мм на діаметр 4,45 мм.



а – $lk = 0,2d$; б – $lk = 0,5d$

Рисунок 4 – Сила волочіння у першому проході

Зміна довжини зони калібрування від 0,2d (рис. 4, а) до 0,5d (рис. 4, б) істотно не впливає на силу волочіння при заданих вихідних даних та складає 6,1-6,2 кН і 6,2-6,3 кН відповідно. Теж саме спостерігається і в інших проходах, тобто сили тертя при зміні довжини зони калібрування від 0,2d до 0,5d не оказують суттєвого впливу на енергосилові параметри волочіння. Загалом дослідження по всіх переходах маршруту волочіння показали, що сили тертя при зміні довжини зони калібрування від 0,2d до 0,5d збільшують значення сили волочіння до 1,6%.

Аналіз напружень та швидкостей деформації підтвердив існуючі уявлення про те, що при збільшенні довжини зони калібрування нерівномірність деформації зменшується, що зменшує ризик виникнення залишкових напружень в металі, та зменшує вірогідність появи у зовнішніх шарах дроту великих напружень розтягання. Крім того, чим довше зона калібрування, тим більш повною є деформація по перерізу волоки і тим більше знижуються радіальні напруження. Зниження рівня значень радіальних напружень

опосередковано вказує на можливе зменшення зношення волоки. Найбільший ефект впливу довжини зони калібрування помітно в останніх проходах, де найбільша нерівномірність деформації.

Висновки.

Створено математичну модель процесу багатократного волочіння дроту. Визначено, що зі збільшенням довжини зони калібрування при одночасному зменшенні довжини робочої зони волоки, спостерігається зменшення нерівномірності деформації та незначний ріст сили волочіння. Математична модель може бути використана для подальших досліджень процесу волочіння.

ЛІТЕРАТУРА

1. Данченко В.М., Гринкевич В.О., Головка О.М. Теорія процесів обробки металів тиском: підручник. Дніпропетровськ: Пороги, 2008. – 370 с.
2. Грушко О. В., Огородніков В. А., Слободянюк Ю. О. Деформовність маловуглецевого дроту в процесі його багатоступінчастого холодного волочіння, Вісник ВПІ, вип. 3, 2019. С. 103–110.
3. Коноводов Д.В., Бояркін В. В., Бойко М.Г., Івлєв О.М. Комп’ютерне моделювання нерівномірності деформації при волочінні дроту. Інформаційні технології в металургії та машинобудуванні – ІТММ’2024: тези доп. міжнарод. конф., м. Дніпро, 10-11 квітня 2024 р. / Міністерство освіти і науки України, Український державний університет науки і технологій, Дніпро, 2024. С. 335 – 339. DOI: 10.34185/1991-7848.itmm.2024.01.063
4. Ao Ma, Jiaying Cheng, Dasheng Wei, Qiang Li, Feng Fang, Zhaoxia Li. Experiments and numerical analyses on splitting fracture of wire under multi-pass drawing, Engineering Failure Analysis, Volume 134, 2022, 106035, ISSN 1350-6307. DOI:10.1016/j.engfailanal.2022.106035
5. Sergio Baragetti, Marco Giustinoni, Fabrizio Raghetti. Wire ropes with diamond beads for multi-wire machines optimization by means of DoE: Numerical models and choice of design parameters, Engineering Failure Analysis, Volume 143, Part A, 2023, 106826, ISSN 1350-6307. DOI:10.1016/j.engfailanal.2022.106826
6. Таратута К. В., Проценко В. М., Востоцький С. М. Комп’ютерне моделювання процесу волочіння сплавів на основі титану. IV Міжнародна науково-практична конференція Інформаційні моделюючі технології, системи та комплекси – ІМТСК-2023: тези доп. міжнарод. конф., м. Дніпро, 25-26 травня 2023 р. / Міністерство освіти і науки України, Черкаський національний університет імені Богдана Хмельницького, Черкаси, 2023. С. 40 – 42.
7. <https://www.qform3d.com/>
8. Nosko M., Konovodov D., Samsonenko A., Bobukh O. Determination of the Deformation Parameters of the Steel Reinforcing Phase inside the Aluminum Matrix

during Hot Rolling. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*. 2022. № 6. P. 84–89. DOI:10.33271/nvngu/2022-6/084.

9. Бояркін В.В. Математичне моделювання профілювання труб квадратного поперечного перерізу / В.В. Бояркін, О.А. Ремез, О.С. Польща // *Сучасні проблеми металургії*. Наукові вісті, 2023. № 26. – С. 3-12. DOI:10.34185/1991-7848.2022.01.01

REFERENCES

1. Danchenko V.M., Hrynkevych V.O., Holovko O.M. *Teoriia protsesiv obrobky metaliv tyskom: pidruchnyk*. Dnipropetrovsk: Porohy, 2008. – 370 s.
2. Hrushko O. V., Ohorodnikov V. A., Slobodianiuk Yu. O. Deformovnist malovuhletsevoho drotu v protsesi yoho bahatostupinchastoho kholodnoho volochinnia, *Visnyk VPI*, vyp. 3, 2019. S. 103–110.
3. Konovodov D.V., Boiarkin V.V., Boiko M.H., Ivliev O.M. Computer simulation of non-uniform strain during wire drawing. *Informatsiini tekhnolohii v metalurhii ta mashynobuduvanni – ITMM2024: tezy dop. mizhnarod. konf., m. Dnipro, 10-11 kvitnia 2024 r.* / Ministerstvo osvity i nauky Ukrainy, Ukrainyskyi derzhavnyi universytet nauky i tekhnolohii, Dnipro, 2024. S. 335 – 339. DOI: 10.34185/1991-7848.itmm.2024.01.063
4. Ao Ma, Jiaying Cheng, Dasheng Wei, Qiang Li, Feng Fang, Zhaoxia Li. Experiments and numerical analyses on splitting fracture of wire under multi-pass drawing, *Engineering Failure Analysis*, Volume 134, 2022, 106035, ISSN 1350-6307. DOI:10.1016/j.engfailanal.2022.106035
5. Sergio Baragetti, Marco Giustinoni, Fabrizio Raghetti. Wire ropes with diamond beads for multi-wire machines optimization by means of DoE: Numerical models and choice of design parameters, *Engineering Failure Analysis*, Volume 143, Part A, 2023, 106826, ISSN 1350-6307. DOI:10.1016/j.engfailanal.2022.106826
6. Taratuta K. V., Protsenko V. M., Vostotskyi S. M. Kompiuterne modeliuвання protsesu volochinnia splaviv na osnovi tytanu. IV Mizhnarodna naukovo-praktychna konferentsiia Informatsiini modeliuiuchi tekhnolohii, systemy ta komplekсы – IMTSK-2023: tezy dop. mizhnarod. konf., m. Dnipro, 25-26 travnia 2023 r. / Ministerstvo osvity i nauky Ukrainy, Cherkaskyi natsionalnyi universytet imeni Bohdana Khmelnytskoho, Cherkasy, 2023. S. 40 – 42.
7. <https://www.qform3d.com/>
8. Nosko M., Konovodov D., Samsonenko A., Bobukh O. Determination of the Deformation Parameters of the Steel Reinforcing Phase inside the Aluminum Matrix during Hot Rolling. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*. 2022. № 6. P. 84–89. DOI:10.33271/nvngu/2022-6/084.
9. Boiarkin V.V. Matematychnе modeliuвання profiliuvannya trub kvadratnoho poperechnoho pererizu / V.V. Boiarkin, O.A. Remez, O.S. Polshcha // *Suchasni problemy metalurhii*. Naukovi visti, 2023. № 26. – С. 3-12. DOI:10.34185/1991-7848.2022.01.01

Received 07.02.2024.

Accepted 11.03.2024.

UDC 621.778

D.V. Konovodov, V.V. Boiarkin, M.H. Boiko, O.M. Ivliev

INVESTIGATION OF THE MONOLITHIC DIE BEARING LENGTH ON THE NON-UNIFORM STRAIN DURING THE LOW-CARBON WIRE PRODUCTION

Low-carbon steel wire takes a large part in the production of wire products. The wire standards regulate the limits of its mechanical properties. Drawing non-uniform strain determines the mechanical properties. One of the main parameters determines the non-uniform strain is the die dimensions, specifically the length of the die bell and the length of the die bearing. Tool manufacturers provide appropriate recommendations for choosing the length of the die bearing depending on the wire diameter. In industry, the die bearing is bored to the required diameter size in worn out dies during previous drawing. Considering the constancy of the die length, this leads to a change in the ratio between the lengths of the die bell and die bearing and to a change in the level of non-uniform strain. The mechanical properties of the wire are determined mainly through the results of experimental investigations, it leads to significant costs of material and energy. In this work, using FEM computer simulation, the influence of the die bearing on the non-uniform strain while drawing 1030 steel wire with a diameter of 1.85 mm was investigated.

Keywords: drawing, steel, drawing die, die bearing, non-uniform strain, mechanical properties, force.

Конюдов Дмитро Володимирович, кандидат технічних наук, доцент кафедри обробки металів тиском ім. акад. О.П. Чекмарьова, Інститут промислових та бізнес технологій, Український державний університет науки і технологій. ORCID ID: 0000-0001-8282-4991. E-mail: d.v.konovodov@ust.edu.ua.

Бояркін Вячеслав Володимирович, кандидат технічних наук, доцент кафедри обробки металів тиском ім. акад. О.П. Чекмарьова, Інститут промислових та бізнес технологій, Український державний університет науки і технологій. ORCID ID: 0009-0005-7582-9504. E-mail: v.v.boiarkin@ust.edu.ua.

Бойко Максим Геннадійович, аспірант кафедри обробки металів тиском ім. акад. О.П. Чекмарьова, Інститут промислових та бізнес технологій, Український державний університет науки і технологій. E-mail: dniproservice.office@ukr.net.

Івлев Олександр Михайлович, магістрант кафедри обробки металів тиском ім. акад. О.П. Чекмарьова, Інститут промислових та бізнес технологій, Український державний університет науки і технологій. E-mail: o.m.ivliev@stud.ust.edu.ua.

Konovodov Dmytro, candidate of technical science, assistant professor, Department of Metal Forming named after acad. O.P. Chekmariov, Institute of Industrial and Business Technologies, Ukrainian State university of Science and Technologies. ORCID ID: 0000-0001-8282-4991. E-mail: d.v.konovodov@ust.edu.ua.

Boiarkin Viacheslav, candidate of technical science, assistant professor, Department of Metal Forming named after acad. O.P. Chekmariov, Institute of Industrial and Business Technologies, Ukrainian State university of Science and Technologies. ORCID ID: 0009-0005-7582-9504. E-mail: v.v.boiarkin@ust.edu.ua.

Boiko Maksym, PhD student, Department of Metal Forming named after acad. O.P. Chekmariov, Institute of Industrial and Business Technologies, Ukrainian State university of Science and Technologies. E-mail: dniproservice.office@ukr.net.

Ivliev Oleksandr, Master student, Department of Metal Forming named after acad. O.P. Chekmariov, Institute of Industrial and Business Technologies, Ukrainian State university of Science and Technologies. E-mail: o.m.ivliev@stud.ust.edu.ua.

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.06

УДК 62-82

П.Т. Мельянцов, О.М. Лосіков, В.К. Сидоренко

АНАЛІТИЧНІ ОБҐРУНТУВАННЯ СТРУКТУРНИХ ПАРАМЕТРІВ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ОПОРИ П'ЯТИ ПЛУНЖЕРА АКСІАЛЬНО- ПОРШНЕВИХ ГІДРОМАШИН

Анотація. Проводяться аналітичні дослідження з обґрунтування структурного параметру контролю технічного стану кільцевої опори п'яти плунжера качаючого вузла аксіально-поршневої гідромашини для умов сервісних підприємств. Отримана аналітична залежність зазору у спряженні «кільцева опора п'яти – опора люльки» від зносу кільцевої опори по висоті та тиску робочої показала, що в якості контролюючого структурного параметра для контролю кільцевої опори п'яти плунжера може бути використана висота кільцевої опори п'яти, за умови рівномірного її зношення. Встановлено, що втрати робочої рідини між кільцевою опорою п'яти і опорою люльки за своїм об'ємом не впливають суттєво на об'ємний ККД трансмісії і можуть компенсуватися насосом підживлення.

Ключові слова: аксіально-поршнева гідромашина, качаючий вузол, п'ята плунжерна, кільцева опора п'яти плунжера, гідростатичний підшипник, аксіальна жорсткість, структурний параметр, гідроабразивне зношення, об'ємні втрати рідини.

Постановка проблеми

Працездатність гідросистем мобільних колісних та гусеничних транспортних засобів у значній мірі залежить від функціонування об'ємних гідравлічних трансмісій, в яких широке застосування знаходять аксіально-поршневі гідроагрегати, які на конструктивному рівні повинні відповідати високим показникам експлуатаційної надійності.

Водночас, до аксіально-поршневих гідромашин постійно зростають вимоги до їх надійності, в зв'язку з застосуванням мобільних машин

© Мельянцов П.Т., Лосіков О.М., Сидоренко В.К., 2024

оснащених гідравлічними трансмісіями в різних галузях народного господарства.

Це підтверджується постійним інтересом вчених, інженерів і виробників в області підвищення їх робочих характеристик, збільшенню довговічності і безвідмовності їх роботи, дослідженню умов мащення основних пар тертя, зниженню витрат робочої рідини, шуму та вібрації [1, 2, 3, 4].

Разом з тим, аналіз експлуатаційної надійності гідравлічних трансмісій показує, що в умовах експлуатації виникають як ресурсні, так і раптові відмови, які припадають на агрегати гідравлічної трансмісії [5].

Відмова аксіально-поршневих агрегатів приводить до значних витрат із-за простою мобільної машини, за рахунок відсутності ефективних засобів діагностування об'ємних гідравлічних трансмісій, а також безпосередньо із затрат на проведення ремонтних робіт, які характеризуються в своїй більшості заміною деталей зі слідами значного зношення на нові комплектуючі.

Відновлення посадки деталей в спряженнях таким методом не забезпечує відпрацювання ними повного міжремонтного ресурсу, так як одна із деталей спряження (з меншими слідами зношення) відновлюється застосуванням притирочних операцій, при виконанні яких не завжди вдається відновити геометричну форму деталі та клас чистоти поверхні. В значній мірі такий стан пояснюється відсутністю обґрунтованих структурних параметрів технічного стану деталей качаючих вузлів гідромашин, які застосовуються для контролю їх технічного стану при проведенні прямого діагностування. Особливо це стосується деталей плунжерної пари качаючих вузлів аксіально-поршневих гідромашин.

Аналіз останніх досліджень та публікацій

В качаючих вузлах аксіально-поршневих гідронасосах (АПН) і гідромоторах (АПМ) застосовується плунжера пара з гідростатичними п'ятами, які в процесі роботи використовують гідростатичне розвантаження. Наявність гідростатичного підшипника дозволяє працювати гідромашинам на більш високих швидкостях, тисках, а також збільшує їх ресурс [6].

Конструктивно гідростатичний підшипник п'яти плунжера дозволяє зменшити механічні втрати за рахунок деякого росту об'ємних втрат. Цієї

точки зору дотримується і ряд авторів [6, 7]. При розгляданні ними загальних питань гідростатичного врівноваження підшипника, однією із основних задач було знаходження умов мінімальних сумарних об'ємних втрат. Для її вирішення вони підходили з конструктивної точки зору, визначали оптимальні параметри п'яти, висоту кільцевої опори, товщину її опорної частини та ін. При цьому, практично не розглядалось питання роботи гідростатичної опори з врахуванням її зношення, яке виникає в процесі експлуатації гідромашин, що підтверджується в роботі [6], де автори відмічають, що для кільцевої опори п'яти плунжера характерним буде гідроабразивне зношення і в процесі ремонту його необхідно усувати.

Видалення слідів гідроабразивного спрацювання на робочій поверхні кільцевої опори п'яти плунжера в умовах технічного сервісу проходить з застосуванням притирочних операцій, до повного видалення гідроабразивних рисок, які розміщуються на робочій поверхні стохастично і мають різну глибину. В результаті проведення відновлювальних операцій висота кільцевої опори п'яти плунжера буде різною, що обумовлюється глибиною абразивних рисок і відсутністю обґрунтованого структурного параметру, за яким можна було б контролювати технічний стан кільцевої опори п'яти плунжера і давати оцінку щодо подальшого використання плунжерної пари в технологічному процесі ремонту аксіально-поршневого агрегату.

Дану ситуацію, що склалась, можна пояснити не достатньою інформацією щодо впливу зміни структурного параметра технічного стану кільцевої опори п'яти плунжера на працездатність гідромашини через зростання об'ємних втрат робочої рідини, обумовлених гідроабразивним зношенням робочої опори п'яти.

Мета дослідження

Мета дослідження – обґрунтування контролюючих структурних параметрів технічного стану кільцевої опори п'яти плунжера виявленням функціональної залежності між зміною структурного параметру та об'ємними втратами робочої рідини.

Викладення основного матеріалу дослідження

Обґрунтування структурного параметра для контролю технічного стану деталей спряження «кільцева опора п'яти-опора люлька» (для гідронасоса) і «кільцева опора п'яти-похила шайба» (для гідромотора), з метою визначення ремонтпридатності п'яти плунжера, потребує розгляду впливу зношення кільцевої опори п'яти плунжера по висоті h на зазор δ між опорою п'яти і опорною поверхнею, виходячи з того, що зростання зазору буде обумовлювати зростання витоків робочої рідини.

При цьому, приймемо умову, що аксіальна жорсткість, яка запобігає перекошенню п'яти плунжера по відношенню до опори, забезпечує паралельність між поверхнями тертя.

Схему роботи гідростатичного підп'ятника показано на (рис. 1).

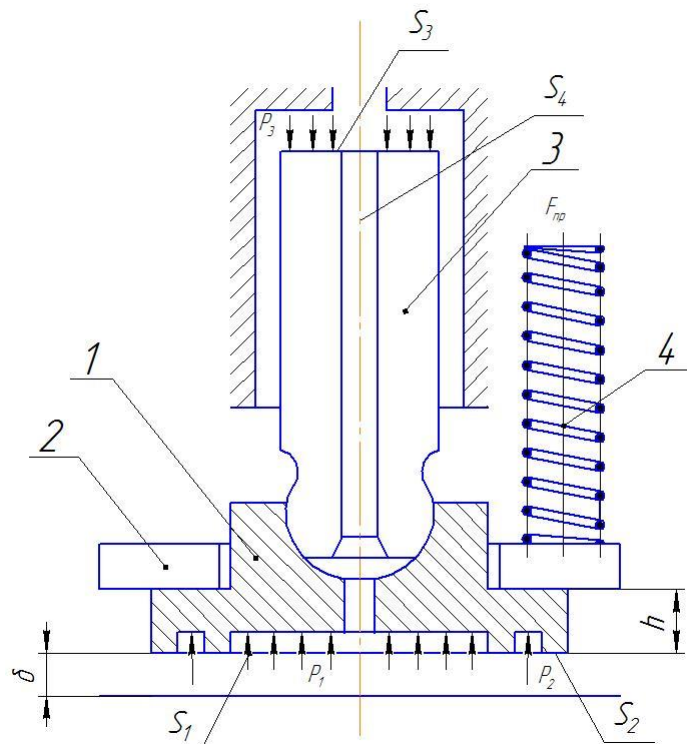


Рисунок 1 - Схема роботи гідростатичного розвантаження підп'ятника:

1 – п'ята; 2 – сепаратор; 3 – плунжер; 4 – пружина

Складемо рівняння балансу сил, які діють на п'яту згідно (рис. 1):

$$P_3 \times S_3 + F_{пр} - P_1 \times S_1 + P_2 \times S_2 = 0, \quad (1)$$

де P_1 – зусилля відтискання, що виникає на площі п'яти обмеженої кільцевою опорою;

P_2 – тиск робочої рідини в корпусі гідромашини;

P_3 – тиск робочої рідини на площу плунжера;

S_1 – площа п'яти, що обмежена кільцевою опорою;

S_2 – площа п'яти, на яку діє тиск P_2 ;

S_3 – площа плунжера, на яку діє тиск P_3 ;

F_{np} – зусилля пружини на п'яту.

З виразу (1) визначаємо P_1 :

$$P_1 = \frac{F_{np} + P_3 \times S_3 + P_2 \times S_2}{S_1} = \frac{S_3}{S_1} \times P_3 + \frac{F_{np}}{S_1} + \frac{P_2 \times S_2}{S_1}, \quad (2)$$

Складемо умову збереження витрати рідини, вважаючи що:

$$Q_1 = K \times \frac{\Delta P \times S}{l}, \quad (3)$$

де K – коефіцієнт жорсткості пружини;

ΔP – перепад тиску;

l – довжина каналу;

S – площа перерізу отвору.

Тоді через отвір плунжера будемо мати витрату:

$$Q_1 = K \times \frac{(P_3 - P_1) \times S_4}{l_4}, \quad (4)$$

де S_4 – площа перерізу отвору плунжера;

l_4 – довжина каналу, що проходить через плунжер.

Витрати через кільцеву щілину між п'ятою та опорою будуть визначатись виразом:

$$Q_2 = K \times \frac{(P_1 - P_2) \times \delta \times 2 \times \pi \times R}{\lambda}, \quad (5)$$

де δ – висота щілини;

R – радіус, де проходить перепад P_1 на P_2 ;

λ – довжина пояску, на якому проходять витоки рідини.

Прирівнюючи отримані значення витрат визначимо δ :

$$\delta = \frac{(P_3 - P_1) \times S_4 \times \lambda}{l_4 \times \pi \times D \times (P_1 - P_2)}, \quad (6)$$

Підставивши P_1 з рівняння (2) в (6) знайдемо залежність висоти щілини δ від P_3 :

$$\delta = -\frac{S_4 \times \lambda}{l_4 \times \pi \times D} \times \left(1 - \frac{(P_3 - P_2) \times S_1}{S_3 \times P_3 + F_{np} + P_2 \times (S_2 - S_1)}\right), \quad (7)$$

Таким чином з виразу (7) випливає, що:

$$\delta = f(P_3, F_{np}), \quad (8)$$

Якщо зберегти P_3 , то стирання висоти кільцевої опори $F_{стир}$ буде призводити до зміни F_{np} :

$$F_{стир} = F_{np} \times \cos \alpha, \quad (9)$$

$$F_{np} = K \times (l_0 - l_1), \quad (10)$$

де α – характерний кут нахилу п'яти по відношенню до плунжера;

l_0 – початкова довжина пружини;

l_1 – довжина стисненої пружини.

Тоді з (рис. 2) виходить, що довжина стисненої пружини визначається як:

$$l_1 = A - h - \delta_0, \quad (11)$$

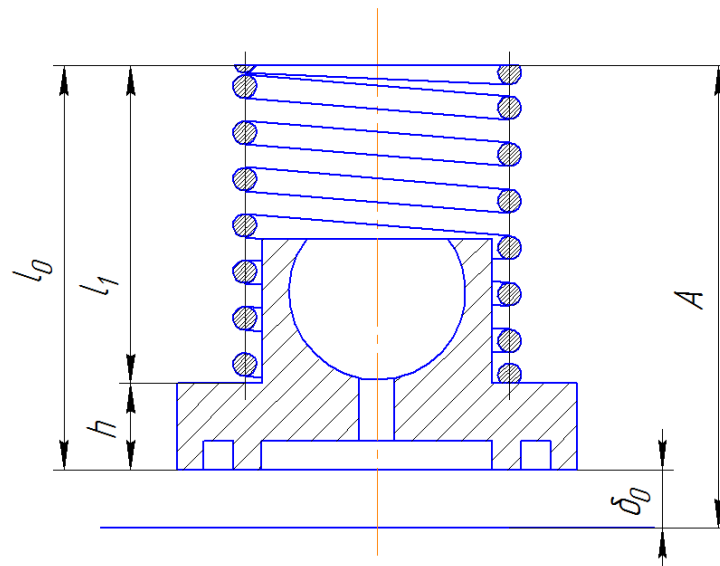


Рисунок 2 – До визначення довжини стисненої пружини

Підставляючи вираз (11) у (10) отримаємо:

$$F_{np} = K \times (l_0 - A + h + \delta_0), \quad (12)$$

Тоді вираз (8) з врахуванням виразу (12) отримає вид:

$$\delta = F \times [P_3, K \times (l_0 - A + h + \delta_0)], \quad (13)$$

Таким чином, ми отримали зв'язок між висотою зазору δ та висотою конструкції п'яти плунжера h , яка в процесі роботи може змінюватись за рахунок зносу.

Знайдемо залежність між відхиленням $y\delta$ тобто $\Delta\delta$ та відхиленням yh тобто Δh :

$$\Delta\delta = F'_{F_{np}} \times F_{F_{np}} \times \Delta h, \quad (14)$$

$$F'_{F_{np}} = K, \quad (15)$$

$$F'_{F_{np}} = -\frac{S_4 \times \lambda}{l_4 \times \pi \times D} \times \left(1 - \frac{(P_3 - P_2) \times S_1}{(S_3 \times P_3 + F_{np} + P_2 \times (S_2 - S_1))^2}\right), \quad (16)$$

Підставимо у вираз (14) значення $F'_{F_{np}}$ та $F_{F_{np}}$ отримаємо:

$$\Delta\delta = -\frac{S_4 \times \lambda \times (P_3 - P_2) \times S_1 \times K \times \Delta h}{l_4 \times \pi \times D \times (S_3 \times P_3 + F_{np} + P_2 \times (S_2 - S_1))^2}, \quad (17)$$

Вираз (17) зв'язує зміну висоти кільцевої опори з величиною щілини між кільцевою опорою п'яти й опорою люльки або похилої шайби гідромотора.

Розрахунок зазору $\Delta\delta$ між кільцевою опорою п'яти й опорою люльки залежно від зношування кільцевої опори по висоті Δh виконувався за наступним даними: площа перетину отвору в плунжері $S_4 = 8\text{мм}^2$; довжина поясу на якому відбувається витік робочої рідини $\lambda = 4\text{мм}$; площа п'яти, обмеженою кільцевою опорою $S_1 = 281\text{мм}^2$; довжина каналу в плунжері $l_4 = 90\text{мм}$; коефіцієнт жорсткості пружини $K = 34,1$; зношування кільцевої опори по висоті $\Delta h = 0,1 \dots 0,7\text{мм}$; площа плунжера $S_3 = 286\text{мм}^2$; діаметр на якому відбувається перепад тиску P_1 на P_2 , $D = 20\text{мм}$; тиск робочої рідини на плунжер $P_3 = 3,5; 15,0; 21,0\text{МПа}$; зусилля, яке розвиває пружина $F_{\text{пр}} = 128\text{Н}$; тиск робочої рідини в дренажній магістралі $P_2 = 25 \times 10^{-2}\text{МПа}$; площа п'яти плунжера на яку діє тиск дренажу $S_2 = 276,32\text{мм}^2$.

Результати розрахунків представлені в таблиці 1 і зображені графічно на (рис. 3).

Таблица 1

Залежність зазору в сполученні «кільцева опора п'яти – опора люльки» від зношування кільцевої опори п'яти по висоті й тиску робочої рідини.

Зношування кільцевої опори по висоті, мм	Значення зазору між кільцевою опорою п'яти й опорою люльки в мм, при тиску робочої рідини		
	$P_3 = 3,5\text{МПа}$	$P_3 = 15,0\text{МПа}$	$P_3 = 21,0\text{МПа}$
0,1	0,0013	0,0018	0,0016
0,2	0,0026	0,0036	0,0032
0,3	0,0039	0,0054	0,0048
0,4	0,0052	0,0072	0,0064
0,5	0,0065	0,0090	0,0080
0,6	0,0078	0,0108	0,0096
0,7	0,0091	0,0126	0,0110

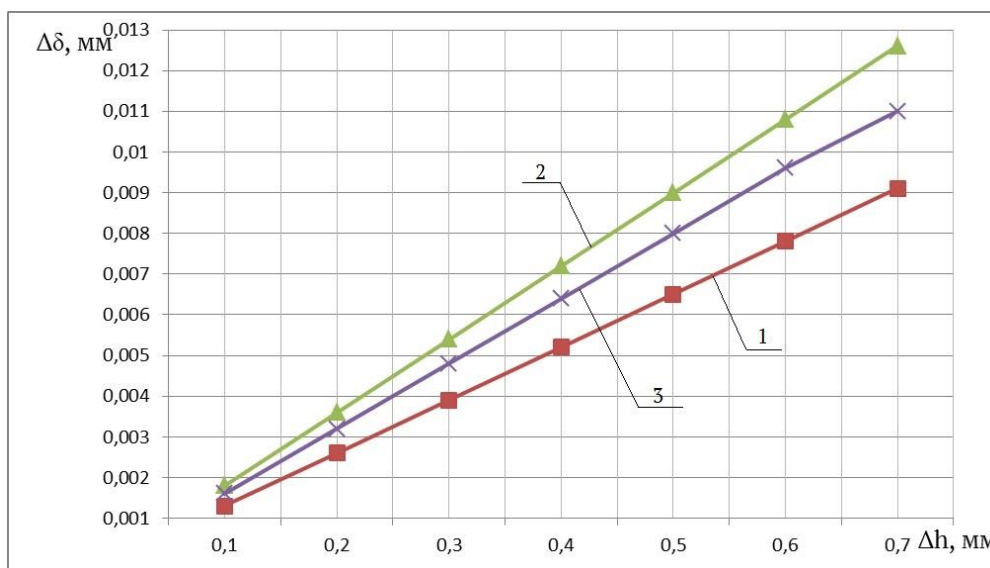


Рисунок 3 – Залежність зазору ($\Delta\delta$) у спрженні «кільцева опора п'яти – опора люльки» від зносу кільцевої опори по висоті (Δh) та тиску робочої рідини:

1 – $P_3 = 3,5 \text{ МПа}$; 2 – $P_3 = 15,0 \text{ МПа}$; 3 – $P_3 = 21,0 \text{ МПа}$

Аналіз отриманих результатів показує, що при зношуванні кільцевої опори п'яти плунжера по висоті до 0,7 мм зазор між кільцевою опорою і опорою люльки зростає на 38 %, від 0,0091 мм при $P_3 = 3,5 \text{ МПа}$, до 0,0126 мм при тиску $P_3 = 15,0 \text{ МПа}$. При цьому, спостерігається зростання зазору лише на 20 %, до 0,011 мм при $P_3 = 21,0 \text{ МПа}$ в порівнянні з зазором при $P_3 = 3,5 \text{ МПа}$. Така не відповідність зростання зазорів, при різних тисках, пояснюється співвідношенням площі S_3 плунжера до площі S_1 п'яти, які на конструктивному рівні підібрані таким чином, що при номінальному тиску $P_H = P_3 = 21,0 \text{ МПа}$ між поверхнями тертя формується оптимальний зазор.

Збільшення зазору між кільцевою опорою п'яти й опорою люльки, через зношування першої, буде спричиняти й зростання втрат робочої рідини. Врахувавши, що аксіальна жорсткість гідростатичного підшипника забезпечує паралельність поверхонь тертя деталей, визначимо витрату рідини через зазор, використовуючи вираз [6, 7]:

$$Q^y = \frac{\pi \times P_3 \times \delta^3}{6 \times \nu \times \rho \times \ln \frac{r_2}{r_1}}, \quad (18)$$

де ν - коефіцієнт кінематичної в'язкості рідини;

ρ - щільність робочої рідини;

r_2, r_1 - відповідно зовнішній і внутрішній радіуси кільцевої опори п'яти.

Вираз (18) дозволяє визначити втрати робочої рідини для спряження «кільцева опора п'яти-опора люльки».

Тоді сумарні втрати робочої рідини через зазор у парі «кільцева опора п'яти-опора люльки», з врахуванням того, що качаючий вузол гідромашини має дев'ять таких пар, п'ять із яких працює в магістралі високого тиску, а чотири в магістралі низького тиску, визначаються за виразом:

$$Q^y = \frac{\pi \times P_3 \times \delta^3}{6 \times \nu \times \rho \times \ln \frac{r_2}{r_1}} \times (P_4 \times Z_1 + P_5 \times Z_2), \quad (19)$$

де P_4 - перепад тиску робочої рідини між магістралями високого тиску й дренажною магістраллю;

P_5 - перепад тиску робочої рідини між магістралями низького тиску й дренажною магістраллю;

Z_1 і Z_2 - відповідно число плунжерів, які знаходяться в магістралі високого й низького тисків.

Розрахунок сумарних втрат робочої рідини, обумовлених зазором між кільцевою опорою п'яти й опорою люльки виконувався за наступними даними: зазор у сполученні $\delta = 0,0013 \dots 0,0112 \text{ мм}$; внутрішній радіус кільцевої опори $r_1 = 9 \text{ мм}$; зовнішній радіус кільцевої опори $r_2 = 11 \text{ мм}$; перепад тиску робочої рідини між магістралями високого тиску й дренажною магістраллю $P_4 = 3,5; 15,0; 21,0 \text{ МПа}$; перепад тиску робочої рідини між магістралями низького тиску й дренажною магістраллю $P_5 = 1,45 \text{ МПа}$; число плунжерів, що перебувають у магістралі високого тиску $Z_1 = 5$; число плунжерів, що перебувають у магістралі низького тиску $Z_2 = 4$; щільність робочої рідини $\rho = 1,1 \times 10^2 \text{ кг/м}^3$ [7]; коефіцієнт кінематичної в'язкості $\nu = 10 \times 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.
Результати розрахунку зведені в таблицю 2.

Таблиця 2.

Значення втрат робочої рідини, обумовлених зазором у сполученні «кільцева опора п'яти – опора люльки»

Значення δ і Q^y при $\Delta P_4 = 3,5 \text{ МПа}$ $\Delta P_5 = 1,45 \text{ МПа}$		Значення δ і Q^y при $\Delta P_4 = 15,0 \text{ МПа}$ $\Delta P_5 = 1,45 \text{ МПа}$		Значення δ і Q^y при $\Delta P_4 = 21,0 \text{ МПа}$ $\Delta P_5 = 1,45 \text{ МПа}$	
$\delta, \text{ мм}$	$Q^y, \text{ см}^3 / \text{ с}$	$\delta, \text{ мм}$	$Q^y, \text{ см}^3 / \text{ с}$	$\delta, \text{ мм}$	$Q^y, \text{ см}^3 / \text{ с}$
0,013	$1,34 \cdot 10^{-2}$	0,0018	$1,22 \cdot 10^{-1}$	0,0016	$1,18 \cdot 10^{-1}$
0,026	$1,07 \cdot 10^{-1}$	0,0036	$9,8 \cdot 10^{-1}$	0,0032	$9,5 \cdot 10^{-1}$
0,0039	$3,62 \cdot 10^{-1}$	0,0054	3,31	0,0048	3,20
0,0052	$8,57 \cdot 10^{-1}$	0,0072	7,83	0,0064	7,60
0,0065	1,67	0,0090	15,31	0,0080	14,85
0,0078	2,89	0,0108	26,46	0,0096	25,66
0,0091	4,60	0,0126	42,0	0,0112	38,60

Отримана залежність, представлена графічно на (рис. 4).

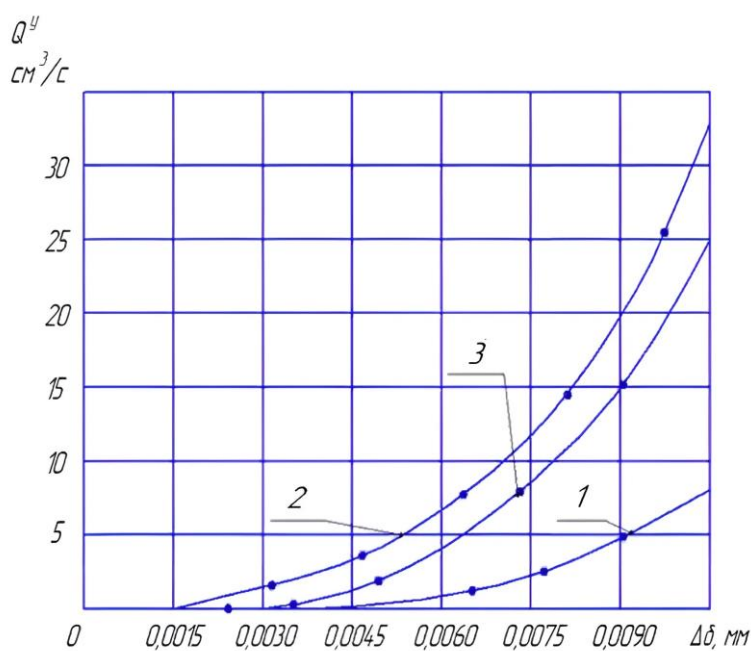


Рисунок 4 – Втрати робочої рідини Q^y , що обумовлені зазором $\Delta\delta$ у спряженні «кільцева опора п'яти – опора люльки» при:

- 1 - $\Delta P_4 = 3,5 \text{ МПа}$, $\Delta P_5 = 1,45 \text{ МПа}$;
- 2 - $\Delta P_4 = 15,0 \text{ МПа}$, $\Delta P_5 = 1,45 \text{ МПа}$;
- 3 - $\Delta P_4 = 21,0 \text{ МПа}$, $\Delta P_5 = 1,45 \text{ МПа}$

Аналіз графічної частини показує, що при максимальному зазорі $\Delta\delta = 0,0112\text{мм}$ і номінальному робочому тиску $\Delta P_4 = 21,0\text{МПа}$ втрати робочої рідини становлять $Q^y = 38,60\text{см}^3/\text{с}$, а при зазорі $\Delta\delta = 0,0126\text{мм}$ і тиску $\Delta P_4 = 15,0\text{МПа}$ втрати робочої рідини становлять $Q^y = 42,0\text{см}^3/\text{с}$, що на 8,8 % більше ніж при номінальному тиску. Ці значення сумарних втрат робочої рідини на порядок нижче від втрат у спряженні «розподільник – приставне дно» і можуть компенсуватися насосом підживлення в умовах рядової експлуатації гідроагрегатів.

Отже, при рівномірному зношенні кільцевої опори п'яти плунжера технічний стан деталей спряження «п'ята – опора» не буде суттєво впливати на втрату працездатності агрегатів за рахунок об'ємних втрат, а кількісна оцінка зношення кільцевої опори в інтервалі 0,1...0,7 мм може бути використана для контролю технічного стану висоти опори п'яти.

В більшій мірі технічний стан деталей даного спряження буде впливати на працездатний стан трансмісії за умов нерівномірного спрацювання поверхонь, коли порушується робота гідростатичного підшипника і в парах тертя виникають поверхні з умовами граничного та сухого тертя. Їх виникнення призводить до збільшення механічних втрат та зростання температурного режиму роботи агрегатів. Тривала експлуатація п'яти в такому стані призводить до викиду п'яти із заробки плунжера та аварійному відказу трансмісії.

Висновки

1. Отримана аналітична залежність зазору ($\Delta\delta$) у спряженні «кільцева опора п'яти – опора люльки» від зносу кільцевої опори по висоті (Δh) та тиску робочої показує, що в якості структурного параметра для контролю кільцевої опори п'яти плунжера може бути використана висота кільцевої опори п'яти, за умови рівномірного її зношення.

2. При зношенні кільцевої опори п'яти плунжера по висоті до 0,7 мм зазор між кільцевою опорою і опорою люльки зростає на 20 %, до 0,011 мм при $P_3 = 21,0\text{МПа}$ в порівнянні з зазором 0,0091 мм при $P_3 = 3,5\text{МПа}$, що пояснюється співвідношенням площі S_3 плунжера до площі S_1 п'яти, які на

конструктивному рівні підібрані таким чином, що при номінальному тиску $P_H = P_3 = 21,0 \text{ МПа}$ між поверхнями тертя формується оптимальний зазор.

3. При максимальному зазору $\Delta\delta = 0,0112 \text{ мм}$ і номінальному робочому тиску $\Delta P_4 = 21,0 \text{ МПа}$ втрати робочої рідини між кільцевою опорою п'яти і опорою люльки становлять $Q^y = 38,60 \text{ см}^3 / \text{с}$, які на порядок нижче від втрат у сполученні «розподільник – приставне дно» і можуть компенсуватися насосом підживлення.

4. При рівномірному зношенні кільцевої опори п'яти плунжера технічний стан деталей спряження «п'ята – опора» не буде суттєво впливати на втрату працездатності агрегатів за рахунок об'ємних втрат, а кількісна оцінка зношення кільцевої опори в інтервалі $0,1 \dots 0,7 \text{ мм}$ може бути використана для контролю технічного стану висоти опори п'яти.

ЛІТЕРАТУРА

1. Kassem, S. A. Effect of port plate silencing grooves on performance of swash plate axial piston pumps [Text] / S. A. Kassem, M. K. Bahr // Current Advances in Mechanical Design and Production, Proc. of 7th MDP Conf., Cairo Pergamon press, 2000. – P. 139–148. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/b978-008043711-8/50015-5>.
2. Bergada, J. M. Pressure, flow, force and torque between the barrel and port plate in axial piston pump [Text] / J. M. Bergada, J. Watton, S. Kumar // ASME Journal of Dynamic System, Measurement and control. – 2008. – Vol. 130, Issue 1. – P. 011011-1/16. doi: <http://dx.doi.org/10.1115/1.2807183>.
3. Hong, Y. S. Improvement of the low-speed friction characteristics of a hydraulic piston pump by PVD-coating of TiN [Text] / Y. S. Hong, S. Y. Lee, S. H. Kim, H. S. Lim // Journal of Mechanical Science and Technology. – 2006. – Vol. 20, Issue 3. – P. 358–365. doi: <http://dx.doi.org/10.1007/bf02917518>.
4. Ivantysynova, M. An Investigation into Micro – and Macrogeometric Design of Piston [Text] / M. Ivantysynova, R. Lasaar // Cylinder Assembly of Swash plate machines. Inte.
5. Мельянцов П. Т. Технологія підвищення довговічності аксіально-поршневих агрегатів об'ємного гідроприводу / П. Т. Мельянцов, О. В. Дмитренко // Zbior artykulow naukowych. «Inzynieria i technologia. Osiagniecia naukowe, rozwoj, propozicje na rok 2015». (30.12.2015 – 03.01.2016) – Warszawa, 2015 – S. 47-50.
6. Петухов В. М. Про втрати потужності в аксіально-поршневих гідромоторах [Текст] / В. М. Петухов, О. О. Фінкель, П. Т. Головка // Гідропривод і гідропневмоавтоматика - Київ: Техніка. 1983. Вип.2. - С. 131-138.
7. Прокоф'єв В. Н. Основи теорії та конструювання об'ємних гідропередач [Текст] / В. Н. Прокоф'єв. - М.: Маш-будування, 1969. - 496 с.

REFERENCES

1. Kassem, S. A. Effect of port plate silencing grooves on performance of swash plate axial piston pumps [Text] / S. A. Kassem, M. K. Bahr // Current Advances in Mechanical Design and Production, Proc. of 7th MDP Conf., Cairo Pergamon press, 2000. – P. 139–148. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/b978-008043711-8/50015-5>.
2. Bergada, J. M. Pressure, flow, force and torque between the barrel and port plate in axial piston pump [Text] / J. M. Bergada, J. Watton, S. Kumar // ASME Journal of Dynamic System, Measurement and control. – 2008. – Vol. 130, Issue 1. – P. 011011-1/16. doi: <http://dx.doi.org/10.1115/1.2807183>.
3. Hong, Y. S. Improvement of the low-speed friction characteristics of a hydraulic piston pump by PVD-coating of TiN [Text] / Y. S. Hong, S. Y. Lee, S. H. Kim, H. S. Lim // Journal of Mechanical Science and Technology. – 2006. – Vol. 20, Issue 3. – P. 358–365. doi: <http://dx.doi.org/10.1007/bf02917518>.
4. Ivantysynova, M. An Investigation into Micro – and Macrogeometric Design of Piston [Text] / M. Ivantysynova, R. Lasaar // Cylinder Assembly of Swash plate machines. Inte.
5. P. T. Melyantsov. Technology for increasing the durability of axial-piston units of a volumetric hydraulic drive / P. T. Melyantsov, O. V. Dmytrenko // A collection of scientific articles. «Engineering and technology. Scientific achievements, development, proposals for 2015». (30/12/2015 – 03/01/2016) – Warsaw, 2015 – S. 47-50.
6. V. M. Petukhov On power losses in axial-piston hydraulic motors [Text] / V. M. Petukhov, A. A. Finkel, P. T. Golovko // Hydrodrive and hydropneumoavtomatika - Kyiv: Technika. 1983. Issue 2. - P. 131-138.
7. Prokofiev V. N. Fundamentals of the theory and construction of volume hydraulic transmissions [Text] / V. N. Prokofiev. - M.: Mash-stroenie, 1969. – 496 p.

Received 06.02.2024.

Accepted 03.03.2024.

UDC 62-82

P. T. Melyantsov, O. M. Losikov, V. K. Sidorenko

ANALYTICAL SUBSTANTIATION OF THE STRUCTURAL PARAMETERS OF THE TECHNICAL CONDITION OF THE FIVE-PLUNGER SUPPORT OF AXIAL-PISTON HYDRAULIC MACHINES

The purpose of the work was to provide an analytical justification of the structural parameters of the technical condition of the annular support of the five plungers, which could be used to evaluate the further use of the plunger pair in the technological process of repairing the axial-piston hydraulic unit. To achieve it, the first step is to analyze the operating conditions of the fifth plunger of the pumping unit of the hydraulic machine, which is a hydrostatic bearing, which allows to reduce mechanical losses in friction pairs at the expense of some increase in volumetric losses provided for by design solutions. At the same time, it is noted that the change in the structural parameters of the ring support of the heel as a result of hydroabrasive wear leads to an increase in the gap in the friction pair and

causes an increase in volume losses of the working fluid. The analytically obtained relationship between the height of the annular support of the heel of the plunger, the gap in the coupling and the pressure of the working fluid relates the change in the height of the annular support to the size of the gap between the annular support of the heel and the support of the cradle for a hydraulic pump or an inclined washer for a hydraulic motor, which indicates the possibility use as a structural parameter to control the ring support of the heel of the plunger its height, subject to uniform wear. To determine the volumetric losses of the working fluid, which are formed by increasing the gap between the ring support of the heel and the support of the cradle, a dependence was analytically obtained. It was determined that the losses of the working fluid between the ring support of the heel and the support of the cradle do not significantly affect the volumetric efficiency of the transmission and can be compensated by the booster pump. The obtained quantitative assessment of the wear of the height of the ring support of the heel can be used to normalize the height of the support during direct diagnostic work when determining the technical condition of the plunger heel.

Keywords: axial-piston hydraulic machine, pumping assembly, plunger heel, plunger heel ring support, hydrostatic bearing, axial stiffness, structural parameter, hydroabrasive wear, volume loss of fluid.

Мельянцов Петро Тимофійович - к.т.н., доцент, кафедри інжинірингу технічних систем, Дніпровський державний аграрно-економічний університет.

Лосіков Олександр Михайлович - старший викладач, кафедра галузевого машинобудування, Український державний університет науки і технологій.

Сидоренко Віктор Кононович - старший викладач, кафедра галузевого машинобудування, Український державний університет науки і технологій.

Melyantsov Petro Timofiyovych- Ph.D., associate professor, department of technical systems engineering, Dnipro State Agrarian-Economic University.

Losikov Olexander Mykhailovych - senior lecturer, department of branch engineering, Ukrainian State University of Science and Technologies.

Sidorenko Viktor Kononovych - senior lecturer, department of branch engineering, Ukrainian State University of Science and Technologies.

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.07

УДК 621.745.55

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

**ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ МОДИФІКУВАННЯ ВИСОКОДИСПЕРСНИМ
КАРБІДОМ КРЕМНІЮ НА ЩІЛЬНІСТЬ ТА МАКРОСТРУКТУРУ
ВИЛИВКІВ ІЗ ВТОРИННОГО СПЛАВУ СИСТЕМИ AL-SI ЗА РІЗНИХ
ТЕПЛОФІЗИЧНИХ УМОВ ЗАТВЕРДІННЯ**

Анотація. Представлені результати досліджень визначення впливу модифікування вторинного алюмінієвого ливарного сплаву системи Al-Si високодисперсним карбідом кремнію марки F1200 з розміром часток 1 – 3 мкм у кількості від 0,1 до 0,3 мас.% на щільність литого металу та макроструктуру циліндричних виливків висотою 150 мм та середнім діаметром 50 мм, що отримані литтям в кокіль та в піщано-глинисту форму з додаванням високодисперсного карбіду кремнію. Дослідження щільності металу виливків, залитих в кокіль та піщано-глинисту форму, що проводили за допомогою гідростатичного зважування зразків на аналітичних вагах, показали наявність впливу модифікування та теплофізичних умов затвердіння на відповідні показники. В металевій формі швидкість затвердіння сплаву вища і структура стає більш щільною (щільність зразків виливків, що отримані в ПГФ, на 2,7% менша в порівнянні з виливками, що отримані в кокілі). У зразках виливків, що були відлиті в піщано-глинисту форму, зі збільшенням кількості SiC значущої зміни щільності сплаву майже не відбувається. Отримані дані свідчать також про те, що, і спосіб отримання виливків, і модифікування сплаву впливають на його макроструктуру.

Ключові слова: дослідження, вторинний ливарний сплав системи Al-Si, модифікування, карбід кремнію, виливок, щільність, макроструктура

Вступ.

Відомо, що для підвищення якості ливарних сплавів системи Al-Si використовується, в тому числі, технологія обробки порошковими модифікаторами [1]. Окреме місце в цьому сенсі займають вторинні алюмінієві

© Селівьорстов В.Ю., Доценко Ю.В., Селівьорстова Т.В., 2024

сплави, що поступаються за якістю первинним з причини, в першу чергу, наявності небажаних в конкретній марці сплаву домішок, які потрапляють з шихти в процесі переплаву і викликають необхідність в додаткових технологічних операціях з легування, рафінування та модифікування, що, в свою чергу, негативним чином впливає на собівартість. Однак, використання вторинних алюмінієвих сплавів для виготовлення виливків залишається перспективним саме з точки зору економічної доцільності. Тому продовжуються дослідження впливу зазначених методів обробки, в тому числі, модифікування високодисперсним SiC, на ливарні властивості та якість отриманого виливка [2]. До значущих властивостей можна віднести також щільність сплаву та наявність макродефектів, зокрема шпаристості, в литому модифікованому металі за різних теплофізичних умов затвердіння.

Аналіз літературних даних та завдання дослідження.

Вторинним алюмінієм називають алюмінієві сплави, отримані шляхом переплаву лому та відходів [3]. Більше ста років тому технологія переробки алюмінієвих відходів була дуже примітивною, усі процеси обробки та плавки виконували вручну. Вилучення металу в готову продукцію не перевищувало 73 – 75% [4, 5]. Внаслідок низької якості отриманого вторинного алюмінію його, в основному, використовували в чорній металургії для розкислення сталі. У подальшому алюмінієва промисловість (виробництво алюмінію) отримала значний розвиток, що забезпечило широке впровадження алюмінієвих сплавів в машинобудуванні, транспорті та побуті. Внаслідок цього утворення відходів та лому алюмінію та його сплавів швидко зростало та якісна переробка їх стала важливою народногосподарською задачею. Проте, заводи, що зайняті виробництвом вторинного алюмінію, ще довгий час за технічним оснащенням та культурою виробництва залишилися недорозвиненими з точки зору відповідності потребам у сплавах з фізико-механічними характеристиками, що наближені до аналогічних характеристик первинних сплавів. В даний час вторинний алюміній отримують на великих спеціалізованих заводах потужністю порядку 50 тисяч тон на рік. На цих заводах виробничі процеси в значній мірі автоматизовані, а технологія базується на сучасному обладнанні (спектральні методи випробування сировини та коригування розплаву, плавка

в спеціальних печах, пакетування відходів і т.д.) В результаті цього вилучення металу в готову продукцію підвищилося до 91,0 – 91,7%, а якість вторинних алюмінієвих сплавів значно покращилась, завдяки чому більша частина їх використовується як повноцінний матеріал в машинобудуванні. Швидкий розвиток алюмінієвої промисловості буде сприяти підвищенню у кілька разів обсягу виробництва вторинного алюмінію. В теперішній час у світовій практиці здійснюються проекти заводів вторинної кольорової металургії з потужністю алюмінієвого виробництва 80 – 120 тисяч тон, що обладнані електричними індукційними плавильними та вакуум-дистиляційними рафінуючими печами з комплексною механізацією та автоматизацією виробничих процесів. Розробляються нові технологічні процеси підготовки і плавки брухту та відходів і рафінування отриманого розплаву з метою значного підвищення якості вторинних алюмінієвих сплавів.

Вторинна алюмінієва сировина дуже різноманітна за всіма видами класифікації брухту та відходів. Значна його частина (до 40%) – стружка, що утворюється при механічній обробці алюмінію та його сплавів. Алюмінієвий брухт та відходи можуть бути представлені також поковками, виливками, профільованим прокатом, листами, прутками та дротом, фольгою та іншими матеріалами. Джерелами утворення вторинної алюмінієвої сировини також можуть бути деталі машин, літаковий брухт, брухт автомобільних і авіаційних двигунів, різних приладів, побутових та електротехнічних виробів та ін. Переробка вторинної алюмінієвої сировини в даний час проводиться шляхом його переплавлення переважно на сплави певного складу. Для плавки алюмінієвого брухту і відходів застосовують відбивні, шахтні, короткобарабанні (що обертаються), і електричні індукційні печі. Найбільше поширення до цього часу у вторинній металургії алюмінію мають відбивні печі, опалювані рідким або газоподібним паливом, а також їх сумішшю. Плавка алюмінієвих сплавів у відбивних печах придатна для переробки практично всіх видів вторинної сировини на основі алюмінію. Вона характеризується досить високою продуктивністю, простотою конструкції печі та її технологічною універсальністю та порівняно невеликими експлуатаційними витратами. Відбивні печі алюмінієвого виробництва розрізняються між собою формою

пічної ванни, місткістю, кількістю робочих камер та спрямованістю руху газового потоку по відношенню до перетікання розплаву. Місткість відбивних печей алюмінієвої плавки становить 10...50 т. Найбільш досконалыми відбивними печами для плавки вторинної алюмінієвої сировини є двокамерні печі протиточного типу.

Ефективним способом підвищення механічних властивостей виробів з вторинних алюмінієвих ливарних сплавів є зміни морфології фаз, що кристалізуються, за рахунок затвердіння і модифікування їх, в тому числі, у яскраво виражених нерівноважних умовах [6 - 9]. Завдяки цьому створюються умови для подрібнення структурних складових, значного підвищення розчинності у твердому стані, придушення зростання грубих включень первинних інтерметалідів. Це, в свою чергу, робить значущий вплив на востребований (з точки зору експлуатаційних характеристик) рівень якості литого металу, до складових якого, в тому числі, відносяться показники щільності та макроструктура отримуваних виливків. Тому актуальним завданням представляється отримання науково-обґрунтованих результатів досліджень щодо визначення зазначених параметрів вторинних ливарних сплавів системи Al-Si.

Метою роботи є визначення щільності вторинного сплаву системи Al-Si, що модифікований добавками високодисперсного SiC у кількості 0,1 - 0,3 мас.% у порівнянні з немодифікованим сплавом при литті в кокіл та об'ємну піщану форму, а також аналіз макроструктури виливків, що отримані за зазначених умов затвердіння.

Матеріали та методи досліджень. Для проведення досліджень із вторинного алюмінієвого сплаву (табл. 1) виготовляли виливки циліндричної форми в сталевому витряхному кокілі (рис.1), а також в піщано-глинистій формі (ПГФ) з тією ж конфігурацією та розмірами робочої порожнини. Вміст модифікатора у розплаві складав від 0,1 до 0,3 мас.%. В якості модифікатора використовували порошкоподібний карбід кремнію марки F1200 фракцією 1 – 3 мкм. Заливку здійснювали при температурі 690 – 700 °C. Розподіл зразків для проведення досліджень представлений на рис. 2.

Таблица 1

Хімічний склад вторинного алюмінієвого сплаву, мас. %

Mg	Cu	Si	Al	Fe	Zn	Mn
0,528	1,124	11.539	84,969	0,905	0,692	0,242

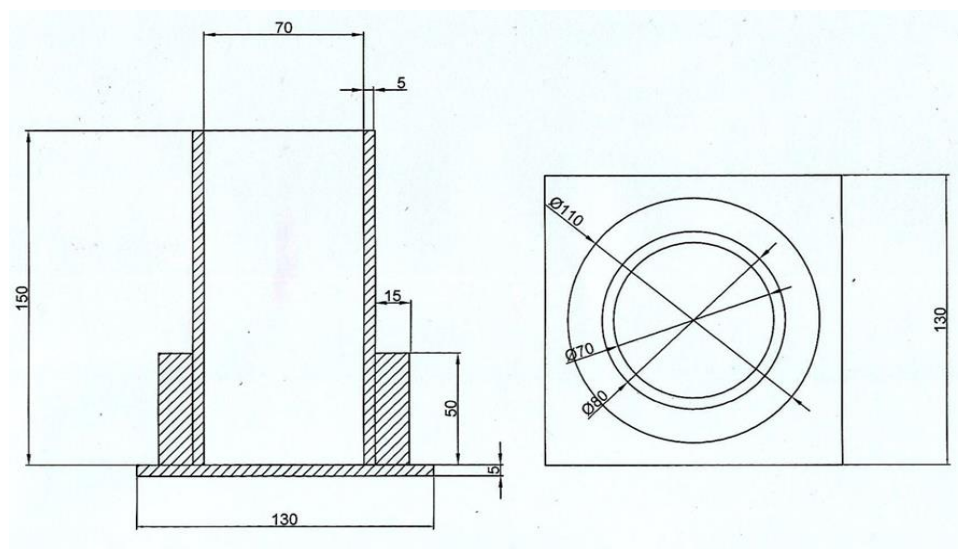


Рисунок 1 – Схема витяжного кокілю

Зразки для досліджень виготовляли з темплетів, вирізаних з тіла виливків у відповідності до схеми, що представлена на рис. 2.

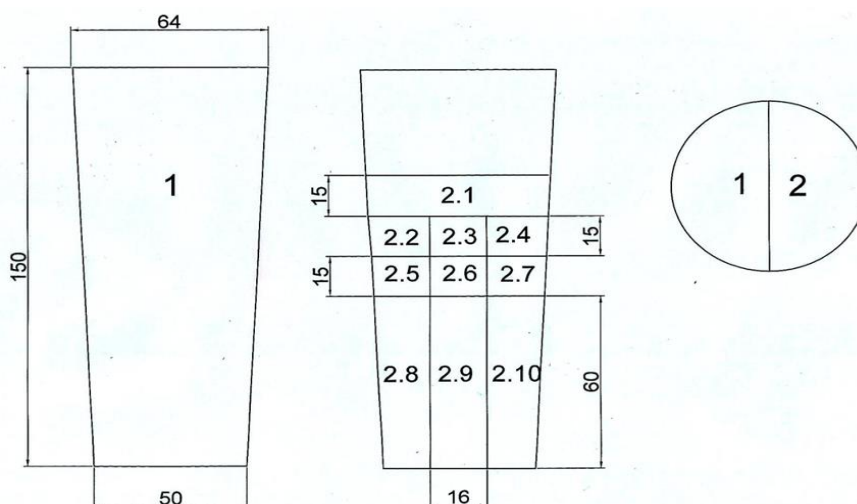


Рисунок 2 – Схема розділу зразків: 1 – аналіз макроструктури; 2 – дослідження властивостей: 2.1 – замір твердості металу; 2.2, 2.3, 2.4 – металографічні дослідження; 2.5, 2.6, 2.7 – дослідження щільності; 2.8, 2.9, 2.10 – дослідження механічних властивостей

Аналіз макроструктури виливків проводили з використанням шкали шпаристості ВІАМ (рис. 3): бал 1 – дрібна шпаристість; бал 2 – знижена шпаристість; бал 3 – середня шпаристість; бал 4 – підвищена шпаристість; бал 5 – висока шпаристість.

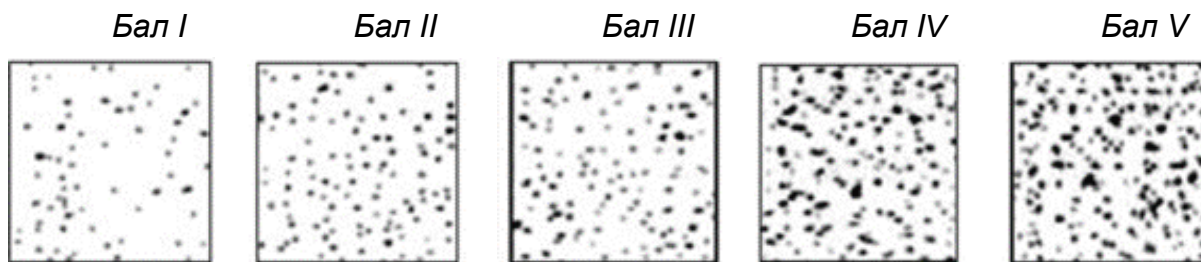


Рисунок 3 – Шкала шпаристості ВІАМ

Газову шпаристість темплетів виливків визначали на трьох квадратах площиною 1 см² кожний (рис. 4).

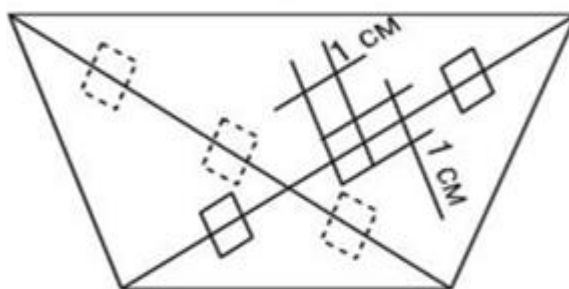


Рисунок 4 – Схема розташування квадратів на макрошліфах

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

Дослідження щільності сплаву проводили за допомогою гідростатичного зважування зразків на аналітичних вагах WA - 21 в повітрі та в чотирьоххлористому вуглеці з точністю до 0,001 г/см³.

Щільність зразків обчислювали за формулою (1)

$$\rho = \frac{P}{P - Q}(\delta - \lambda) + \lambda \quad (1)$$

де Р – маса зразка в повітрі, г;

Q – маса зразка в CCl₄, г;

δ – щільність CCl₄ – 1,5959 г/см³;

λ – щільність повітря – 0,00122 г/см³.

Результати досліджень. Отримані результати досліджень зразків литого металу (табл. 2) свідчать про те, що процес модифікування збільшує щільність сплаву.

Таблиця 2

Результати визначення щільності досліджуваних зразків

Умови затвердіння	Маса зразка в повітрі, г	Маса зразка в CCl ₄ , г	Щільність сплаву, г/см ³
Кокіль без модифікування	1,164	0,481	2,715
Кокіль+ 0,1SiC	1,516	0,641	2,761
Кокіль+ 0,2SiC	1,873	0,782	2,735
Кокіль+ 0,3SiC	1,414	0,595	2,752
ПГФ+0,1SiC	1,451	0,587	2,673
ПГФ+0,3SiC	0,879	0,356	2,676

Це демонструє зразок литого вторинного алюмінієвого сплаву з кількістю модифікатора 0,1%, щільність якого на 1,6 % більша в порівнянні зі зразком без модифікатора. З підвищенням кількості карбіду кремнію з 0,2% до 0,3% щільність сплаву зростає, проте, залишається меншою, ніж з 0,1% SiC. У зразках, що були відлиті в піщано-глинисту форму, зі збільшенням кількості SiC зміна щільності сплаву майже не відбувається.

Порівняльний аналіз показників щільності металу виливків, залитих в кокіль та піщано-глинисту форму, показав, що теплофізичні умови затвердіння також мають свій вплив. В металевій формі швидкість затвердіння сплаву вища і структура стає більш щільною (щільність зразків виливків, що отримані в ПГФ, на 2,7% менша в порівнянні з виливками, що отримані в кокіль).

Макроструктура вторинного сплаву системи Al-Si дослідних виливків представлена на рис. 5 - 7.

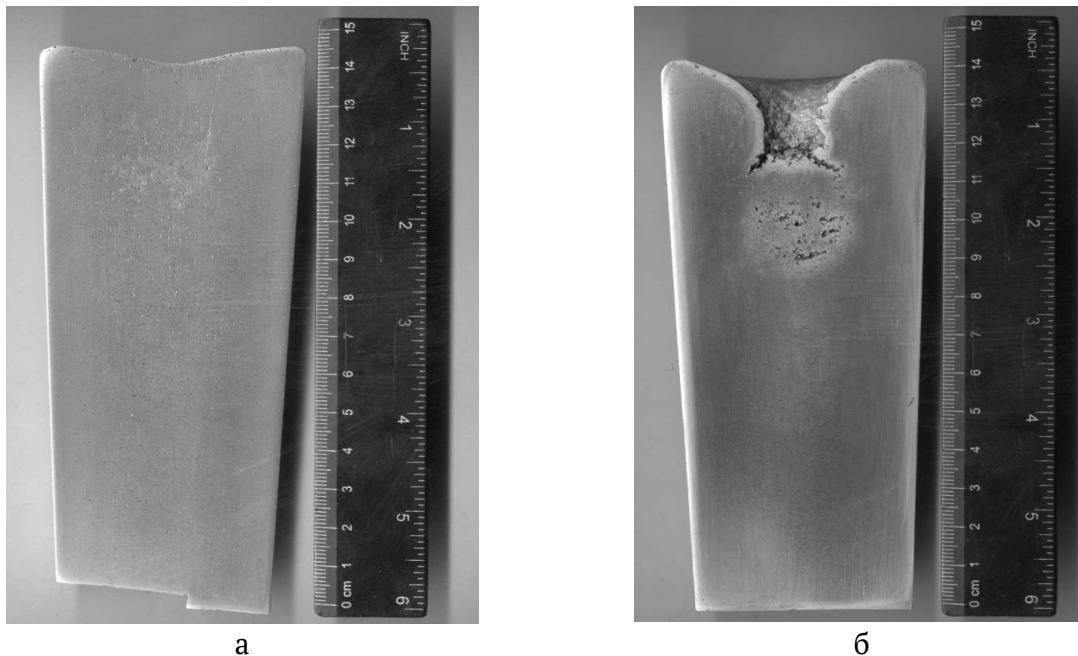


Рисунок 5 - Макроструктура виливків, що отримані в кокілі без модифікування (а) та з додаванням 0,1 мас. % SiC (б)

Макроструктура виливка, що не модифікувався, включає в себе зосереджену шпаристість у верхній частині тіла виливка, а також розосереджену у всьому його тілі. За шкалою шпаристості ВІАМ даний дефект відповідає 3 балу – середня шпаристість (рис. 5, а).

Макроструктура зразка, залитого в кокіль з 0,1% SiC, має концентровану усадкову раковину глибиною 27 мм з грубими тріщинами 10 – 12 мм в нижній частині раковини. А також зосереджену усадкову шпаристість в верхній частині виливка. Макродефекти в нижній частині виливка відсутні. Загалом, виливок відповідає 2-ому балу – знижена шпаристість (рис. 5, б).

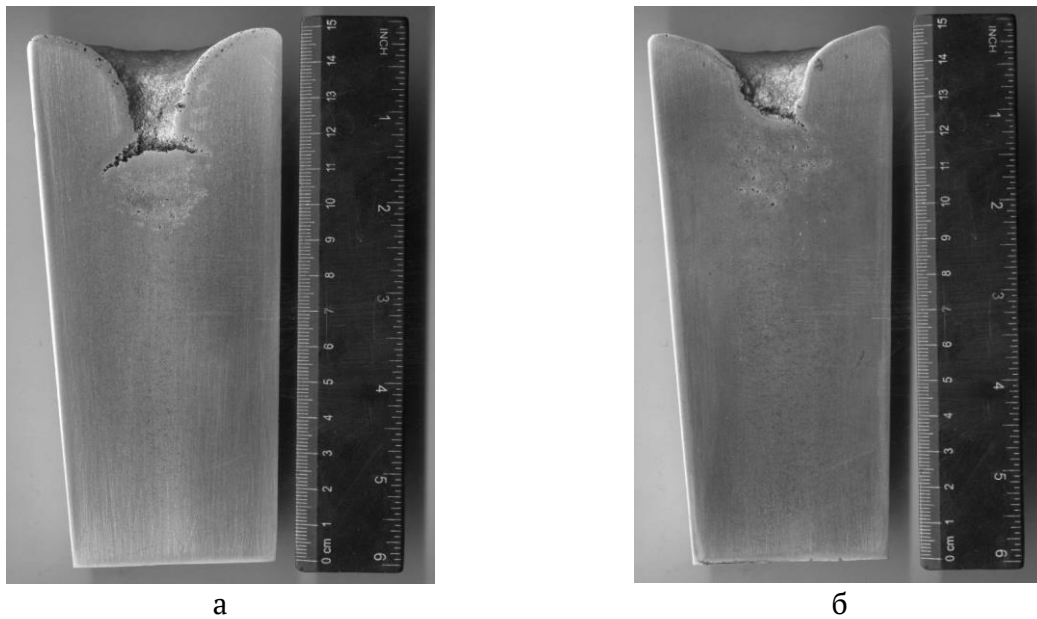


Рисунок 6 - Макроструктура виливків, що отримані в кокілі з додаванням 0,2 мас. % SiC (а) та 0,3 мас.% SiC (б)

Макроструктура металу виливка, що залитий в кокілі, з 0,2% SiC включає концентровану усадкову раковину глибиною 30 мм з грубими тріщинами 12-15 мм в нижній її частині. Під раковиною утворилася зосереджена шпаристість, що за своєю концентрацією менша за шпаристість у зразку з 0,1% SiC. Макродефекти в іншій частині тіла виливка відсутні. Виливок відповідає 1-ому балу шпаристості за шкалою шпаристості ВІАМ – дрібна (рис. 6, а).

Макроструктура виливка, що отриманий в кокілі, з 0,3% SiC, має концентровану усадкову раковину глибиною 26 мм з тріщиною 8 мм в правій її частині, а також зосереджену усадкову шпаристість, як і у виливку з 0,2% SiC. Газові пори в іншій частині виливка відсутні. Загалом макроструктура виливка відповідає 1-ому балу за шкалою шпаристості ВІАМ – дрібна шпаристість (рис. 6, б).

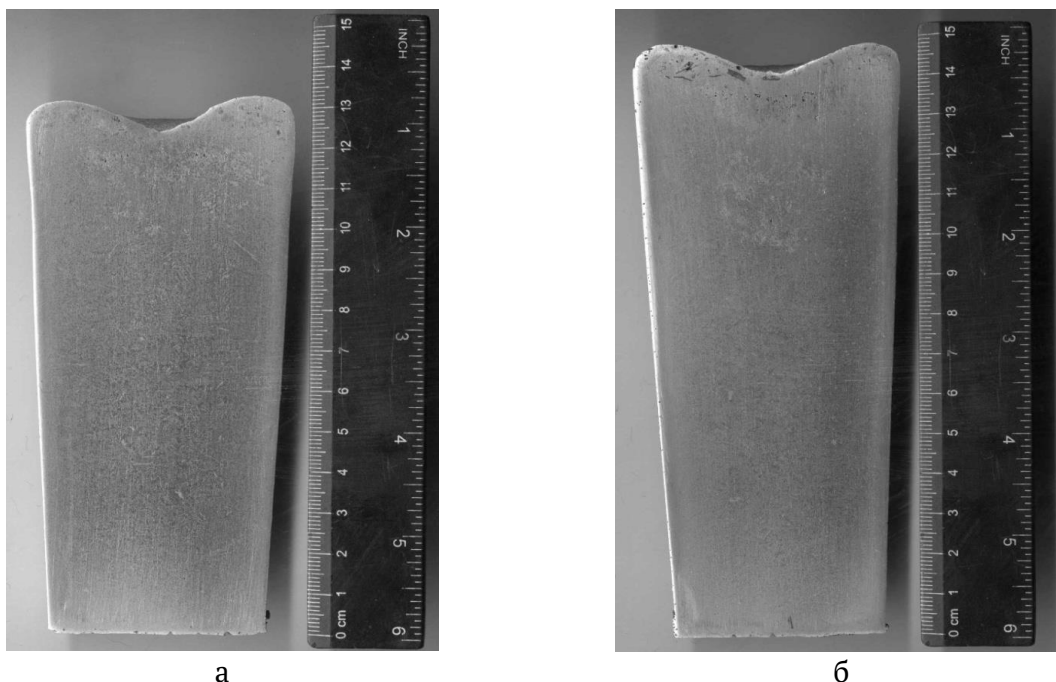


Рисунок 7- Макроструктура виливків, що отримані в піщано-глинистій формі з додаванням 0,1 мас. % SiC (а) та 0,3 мас.% SiC (б)

Візуальний аналіз зразків виливків, відлитих в піщано-глинисту форму, що модифіковані карбідом кремнію в кількості 0,1% та 0,3%, показав, що виливки за макроструктурою між собою майже не відрізняються. В верхній частині обох виливків присутня зосереджена шпаристість. В середині та вздовж бічної поверхні вилівка, модифікованого 0,3% SiC, містяться газові пори різного діаметру. Макроструктура литого металу відповідає 1-ому балу шпаристості за шкалою ВІАМ (рис. 7).

Висновки

1. За результатами досліджень встановлено, що щільність литого вторинного сплаву системи Al-Si, отриманого в кокілі з модифікуванням карбідом кремнію в кількості 0,1%, зростає на 1,6% і становить $2,761 \text{ г/см}^3$ у порівнянні з не модифікованим металом ($2,715 \text{ г/см}^3$). Зі збільшенням вмісту карбіду кремнію до 0,2% щільність металу складає $2,735 \text{ г/см}^3$, що на 0,9% менше, ніж у вилівка з 0,1% SiC. При вмісті SiC в кількості 0,3 мас.% щільність металу зростає на 0,6% і становить $2,752 \text{ г/см}^3$. Щільність металу виливків, отриманих у піщано-глинистій формі з модифікуванням 0,1% та 0,3% карбіду

кремнію, на 2,87% менша порівняно з виливками, відлитими в кокіль, і дорівнює 2,673 г/см³ та 2,676 г/см³ відповідно.

2. Встановлено, що макроструктура литого вторинного сплаву системи Al-Si, що не піддавався модифікуванню та заливався в кокіль, має невелику усадкову раковину та розосереджену шпаристість у всьому об'ємі металу виливка і відповідає 3-ому балу за шкалою ВІАМ. Макроструктура виливків, що модифіковані високодисперсним карбідом кремнію включає концентровану усадкову раковину глибиною 26 – 30 мм з грубими тріщинами 8 – 15 мм в нижній частині раковини. А також зосереджену усадкову шпаристість в верхній частині виливка. Макродефекти в нижній частині виливка відсутні. Загалом, макроструктура виливків з 0,1 – 0,3 мас.% SiC та залитими в кокіль, відповідає 2-му та 3-му балу шпаристості за шкалою ВІАМ.

3. Дослідження макроструктури виливків, відлитих в піщано-глинисту форму з модифікуванням карбідом кремнію 0,1% та 0,3 мас.%, показали наявність зосередженої усадкової шпаристості в верхній частині виливків та наявність газових пор на бічній поверхні, що відповідає 1-ому балу за шкалою ВІАМ. Також проведений аналіз показав, що вони не мають яскраво вираженої концентрованої усадкової раковини і вся шпаристість розосереджена з зовнішнього боку виливка, при цьому, в верхній частині обидва виливка мають дрібну зосереджену шпаристість.

ЛІТЕРАТУРА

1. Куцова В.З. Модифікування алюмінієвих сплавів / В.З. Куцова, О.В. Швець, Т.А. Аюпова // «МОМ». – 2001. – № 1-2. – С. 99-109.
2. Ямшинський М.М., Селівьорстов В.Ю., Лук'яненко І.В., Кивгило Б.В. Вплив модифікування високодисперсним карбідом кремнію на ливарні властивості вторинного сплаву системи Al-Si // Метал та лиття України №1 (30). – Київ, 2022. – С. 77 – 83.
3. Ларіонов Г.В. Вторинний алюміній / Г.В. Ларіонов. - М.: Металургія, 1967.-271 с.
4. Мондольфо Л.Ф. Структура і властивості алюмінієвих сплавів / Л.Ф. Мондольф. - Пер. з англ.-М.: Металургія, 1979.-640 с.
5. Немененок Б.М. Теорія і практика комплексного модифікування силумінів / Б.М. Немененок. -Мн.: Технопринт, 1999. - 272 с.
6. Dotsenko Yu. Influence of heterogtneous crystallization conditions of aluminum alloy on its plastic properties / Yu. Dotsenko, V. Selivorstov, T. Selivorstova, N. Dotsenko // Науковий вісник Національного гірничого університету. – Дніпропетровськ, 2015. - № 3 (147). - с. 46 - 50. (SCOPUS).

7. Effect of Additions of Ceramic Nanoparticles and Gas-Dynamic Treatment on Al Casting Alloys / K. Borodianskiy, V. Selivorstov, Y. Dotsenko, M. Zinigrad // *Metals*. - Basel, Switzerland, 2015. - Volume 5, Issue 4 (December 2015). – P. 2277-2288. (SCOPUS).
8. Influence of Low-Frequency Vibration and Modification on Solidification and Mechanical Properties of Al-Si Casting Alloy / V. Selivorstov, Y. Dotsenko, K. Borodianskiy // *Materials*. - Basel, Switzerland, 2017. - Volume 10, Issue 5 (May 2017), 560; doi:10.3390/ma10050560. (SCOPUS, Web of Science).
9. T.M. Kovbasiuk, V.Yu. Selivorstov, Yu.V. Dotsenko, Z.A. Duriagina, V.V. Kulyk, O.M. Kasai, V.V. Voitovych, The effect of the modification by ultrafine silicon carbide powder on the structure and properties of the Al-Si alloy, *Archives of Materials Science and Engineering* 101/2 (2020), DOI: 10.5604/01.3001.0014.1191, P. 57-62. (SCOPUS).

REFERENCES

1. Kutsova V.Z. Modyfikuvannya aliuminiievkykh splaviv / V.Z. Kutsova, O.V. Shvets, T.A. Aiupova // «MOM». – 2001. – № 1-2. – S. 99-109.
2. Yamshynskiy M.M., Selivorstov V.Iu., Lukianenko I.V., Kyvhylo B.V. Vplyv modyfikuvannya vysokodyspersnym karbidom kremniiu na lyvarni vlastyvoli vtorynnoho splavu systemy Al-Si // *Metal ta lyttia Ukrainy* №1 (30). – Kyiv, 2022. – S. 77 – 83.
3. Larionov H.V. Vtorynni aluminii / H.V. Larionov. - M.: Metalurhiia, 1967.-271 s.
4. Mondolfo L.F. Struktura i vlastyvoli aliuminiievkykh splaviv / L.F. Mondolf. - Per. z anhл.-M.: Metalurhiia, 1979.-640 s.
5. Nemenenok B.M. Teoriia i praktyka kompleksnoho modyfikuvannya syluminiv / B.M. Nemenenok. -Mn.: Tekhnoprynt, 1999. - 272 s.
6. Dotsenko Yu. Influence of heterogeneous crystallization conditions of aluminum alloy on its plastic properties / Yu. Dotsenko, V. Selivorstov, T. Selivorstova, N. Dotsenko // *Науковий вісник Національного гірничого університету*. – Дніпропетровськ, 2015. - № 3 (147). - с. 46 - 50. (SCOPUS).
7. Effect of Additions of Ceramic Nanoparticles and Gas-Dynamic Treatment on Al Casting Alloys / K. Borodianskiy, V. Selivorstov, Y. Dotsenko, M. Zinigrad // *Metals*. - Basel, Switzerland, 2015. - Volume 5, Issue 4 (December 2015). – P. 2277-2288. (SCOPUS).
8. Influence of Low-Frequency Vibration and Modification on Solidification and Mechanical Properties of Al-Si Casting Alloy / V. Selivorstov, Y. Dotsenko, K. Borodianskiy // *Materials*. - Basel, Switzerland, 2017. - Volume 10, Issue 5 (May 2017), 560; doi:10.3390/ma10050560. (SCOPUS, Web of Science).
9. T.M. Kovbasiuk, V.Yu. Selivorstov, Yu.V. Dotsenko, Z.A. Duriagina, V.V. Kulyk, O.M. Kasai, V.V. Voitovych, The effect of the modification by ultrafine silicon carbide powder on the structure and properties of the Al-Si alloy, *Archives of Materials Science and Engineering* 101/2 (2020), DOI: 10.5604/01.3001.0014.1191, P. 57-62. (SCOPUS).

Received 01.02.2024.

Accepted 05.03.2024.

UDC 621.745.55

V. Selivorstov, Yu. Dotsenko, T. Selivorstova

**STUDY OF THE EFFECT OF MODIFICATION WITH HIGHLY DISPERSED
SILICON CARBIDE ON THE DENSITY AND MACROSTRUCTURE OF
CASTINGS FROM THE SECONDARY ALLOY OF THE AL-SI SYSTEM
UNDER DIFFERENT THERMOPHYSICAL SOLIDIFICATION CONDITIONS**

Presented are the results of research on determining the effect of modification of the secondary aluminum casting alloy of the Al-Si system with highly dispersed silicon carbide of the F1200 brand with a particle size of 1-3 μm in the amount from 0.1 to 0.3 wt.% on the density of the cast metal and the macrostructure of cylindrical castings with a height of 150 mm and with an average diameter of 50 mm, obtained by casting in a metal mold and in a sand-clay mold with the addition of highly dispersed silicon carbide.

Studies of the metal density of castings poured into a metal mold and a sand-clay mold, carried out using hydrostatic weighing of samples on analytical balances, showed the presence of the influence of modification and thermophysical conditions of solidification on the relevant indicators.

In the metal form, the rate of solidification of the alloy is higher and the structure becomes denser (the alloy density of the castings obtained in the sand-clay mold is 2.7% lower compared to the castings obtained in the metal mold). The alloy with the addition of 0.1% SiC and poured into a metal mold has the highest density.

In samples of castings that were cast in a sand-clay mold, with an increase in the amount of SiC, there is almost no significant change in the density of the alloy. The obtained data also indicate that both the method of obtaining castings and modification of the alloy affect its macrostructure. In particular, the macrostructure of the cast secondary alloy of the Al-Si system, which was not subjected to modification and poured into the mold, has a small shrinking sink and scattered porosity throughout the volume of the casting metal and corresponds to the 3rd point on the reference scale.

The macrostructure of castings modified with highly dispersed silicon carbide includes a concentrated deep shrinking sink with coarse cracks in the lower part of the shell. As well as concentrated shrinkage porosity in the upper part of the casting. There are no macrodefects in the lower part of the casting. In general, the macrostructure of castings with 0.1-0.3 wt.% SiC, poured into the mold, corresponds to the 2nd and 3rd sparring points on the reference scale.

Studies of the macrostructure of castings cast in a sand-clay mold with silicon carbide modification of 0.1% and 0.3 wt.% showed the presence of concentrated shrinking sink in the upper part of the castings and the presence of gas pores on the side surface, which corresponds to the 1st point for reference scale. The analysis also showed that they do not have a pronounced concentrated shrinking sink and all porosity is concentrated on the outside of the casting, while in the upper part of both castings there is a small concentrated porosity.

Keywords: research, secondary casting alloy of the Al-Si system, modification, silicon carbide, casting, density, macrostructure

Селівьорстов В.Ю., Український державний університет науки і технологій, м. Дніпро
Доценко Ю.В., Український державний університет науки і технологій, м. Дніпро
Селівьорстова Т.В., Український державний університет науки і технологій, м. Дніпро

V. Selivorstov, Ukrainian State University of Science and Technologies, Dnipro, Ukraine
Yu. Dotsenko, Ukrainian State University of Science and Technologies, Dnipro, Ukraine
T. Selivorstova, Ukrainian State University of Science and Technologies, Dnipro, Ukraine

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.08

УДК 669.02/09:669.168:669.15'74-198..003.12

Д.М. Тогобицька, І.Р. Поворотня, В.П. Піптюк,
С.В. Греков, О.В. Кукса

**ЕКСПЕРТНА СИСТЕМА ОЦІНКИ ФІЗИКО-ХІМІЧНИХ ТА
ТЕПЛОФІЗИЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ
МАРГАНЕЦЬВМІСНИХ ФЕРОСПЛАВІВ**

***Анотація.** Марганецьвмісні феросплави у сталеплавильному виробництві є безумовним лідером при розкисленні сталі, однак також використовуються і для її легування в залежності від складу і поставлених вимог замовника до металопродукції. Не зважаючи на значні успіхи науковців-дослідників, експериментальні методи визначення властивостей феросплавів, що потрібно для визначення їх технологічності при використанні, все ще залишаються досить трудомісткими та обмежені техніко-конструкційними можливостями обладнання, яке застосовується. Крім того, з огляду на хімічну та структурну мікронеоднорідність добавок, яка існує у високотемпературних надліквідусних областях, не завжди дозволяють отримати адекватні результати досліджень для подальшого аналізу. На основі основних положень концепції спрямованого хімічного зв'язку на рівні міжатомної взаємодії встановлені аналітичні вирази для прогнозування першочергових фізико-хімічних та теплофізичних властивостей марганецьвмісних феросплавів. Одержані залежності пройшли експертну оцінку на промислових даних.*

***Ключові слова:** марганецьвмісні феросплави, параметри міжатомної взаємодії, моделювання, прогноз, фізико-хімічні та теплофізичні властивості, якість сталі*

Вступ та постановка проблеми.

Делегування металургами - науковцями частки своїх знань, накопиченого роками досвіду, результатів експериментальних досліджень для формування інтелектуальних систем у вигляді програм прийняття управлінських рішень наскрізного аналізу чи окремих прогнозних блоків на конкретних

© Тогобицька Д.М., Поворотня І.Р., Піптюк В.П., Греков С.В., Кукса О.В., 2024

металургійних переділах сприяють встановленню синергетичного зв'язку науки і виробництва задля виконання єдиної місії - виготовлення високоякісного конкурентоспроможного металу.

Активність комп'ютеризації металургійної промисловості значно зросла за останні декілька десятиріч, проте існуючі додатки та спеціалізовані програмні комплекси не здатні охопити постійно зростаючі потреби споживачів і вимоги до якості, фізико - хімічних, теплофізичних, експлуатаційних властивостей, обмежень щодо вмісту елементів, а одже потребують постійного поповнення даних, що закладають основу програмного та інформаційного забезпечення, їх актуалізацію згідно сучасних уявлень та запитів. Звісно є обмеження, спрощення, що закладаються у програмах і відповідна похибка та точність результату, оскільки металургійний процес є багатофакторним, однак разом з цим з'являється простір для розробки науково обґрунтованих комплексних показників, що дозволять провести операцію «згортки» та знизити параметричність процесу. Важливу роль відіграє наявність достовірних даних, що закладають підґрунтя для адекватної роботи усіх складових потенційно розроблених систем АСУТП.

В Інституті чорної металургії активно розвивається Система Баз даних, що являються складовими банка даних «Металургія» як інформаційного фундамента для моделювання у сисалеплавильному та доменному виробництві [1]. Так база даних «Феросплави» [2] включає відомості про комплекс фізико-хімічних, фізичних і теплофізичних властивостей феросплавів широкого сортаменту. За останній час база «Феросплави» поповнена даними про властивості ферохрому, фероцирконію, феронікелю, феросплавами на основі марганцю та кремнію. Інтерфейс бази даних «Феросплави» є зручним для користування та розуміння, як досвідченому користувачу так і початківцю, а пошук необхідної інформації здійснюється по кодовим словам, автору, методиці, призначенню і т.д. На основі накопиченої у ній інформації розроблений Модуль для прогнозування комплексу фізико-хімічних та теплофізичних властивостей феросплавів широкого сортаментного ряду [3].

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Унікальність феросплавів з позицій їх впливу на спрямоване формування затребуваної структури та

властивостей металевих розплавів є досить науковим питанням, що продовжує бути у тренді протягом багатьох років. Значні успіхи у вивченні фізико-хімічних і теплофізичних характеристик промислових феросплавів досягнуті в роботах науковців та їх послідовників М.І. Гасіка, І.П. Казачкова, А.І. Строганова, В.С. Ігнат'єва, В.А. Віхлевщука, В.І. Жучкова, Н.А. Ватоліна, А.Л. Зав'ялова, С.Л. Макурова, М.В. Волощенко, В.Є. Власенка та ін. Важливість врахування температурних умов, як лімітуючої ланки в отриманні якісного та конкурентоздатного металу, відмічена у роботах А. Kagawa [4], А.А. Howe [5], G.Allan [6] та багатьох інших вчених.

У закордонних публікаціях наукова спільнота все частіше підіймає питання виробництва феросплавів у різних площинах [7-9]. Так у роботі [10], японські науковці наголошують на необхідності проведення процесу рециклінгу сталеплавильних шлаків з метою екстракції марганцю з його складу задля виготовлення у подальшому марганцевих феросплавів, у зв'язку з значним попитом на даний клас феросплавів, що забезпечить зниження його собівартості у порівнянні з класичним способом виробництва. Феросплави активно розглядають не лише у контексті легуючих добавок, але й у якості змінювачів форми, кількості та структурних складових неметалевих включень у металі, що забезпечує одержання відповідного рівня його чистоти та якості. Автори роботи [11] підійшли до питання впливу феросплавів на неметалеві включення з ідеології, що феросплави містять у собі уже неметалеві осередки, ще до введення у розплав, чим збільшують об'єм, що припадає на них. Такий підхід співпадає з уявленнями про мікронеоднорідну кластерну будову металевих розплавів. Усі ці питання зводяться до одного спільного знаменника - знання властивостей феросплавів, що є одним з ключових аспектів у вирішенні вищезгаданих задач.

Разом з тим феросплави та їх дослідження мають ряд труднощів, що спричинені їх високотемпературністю і як наслідок складнощами проведення експериментів з позицій технологічного обмеження обладнання. Саме ці фактори у значній мірі впливають на наявність іноді суперечливої інформації у літературних джерелах про першочергові властивості феросплавів та потребують їх уточнення. Одержання достовірної інформації щодо фізико-

хімічних, теплофізичних властивостей феросплавів є важливим підґрунтям для вирішення технологічних аспектів ведення плавки, зокрема питань забезпечення максимально можливого ступеню засвоєння дороговартісних добавок, енергозбереження, раціоналізації прийняття інженерних рішень та розробки нових технологічних схем одержання якісного металу.

Вирішення вказаних питань можливе за рахунок розвитку методів математичного моделювання, розробки адекватних прогнозних моделей визначення властивостей феросплавів та комп’ютерного аналізу з залученням відправних позицій будови металевих розплавів і поглиблення знань про їх фізико-хімічну індивідуальність, що допоможе наблизитись до вибору ефективної добавки та розробки нових раціональних комплексних складів феросплавів з реалізацією подальшої основної наукової мети – одержання якісного металу.

Одним з ефективних способів опису фізико-хімічної суті властивостей металевих розплавів та чисельного їх визначення, пояснення процесів протікання взаємодій між ними є концепція спрямованого хімічного зв’язку, яку заснував в Інституті чорної металургії НАН України (ІЧМ НАНУ) Приходько Е.В. [12-14]. Принципова відмінність даного підходу від загальновідомих полягає у розгляді розплаву, як хімічно єдиної системи, а не просто механічної суміші хімічних елементів та впровадженні інтегральних параметрів міжатомної взаємодії у нерозривному ланцюгові «склад – технологія – структура – властивості». Згідно відправних положень концепції спрямованого хімічного зв’язку: хімічна індивідуальність системи, реакційна здатність, структурний стан розплавів виражаються за допомогою методу кодування хімічного складу дослідного розплаву в інтегральних параметрах міжатомної взаємодії: Z^Y – параметр зарядового стану системи, e ; d – середньозважена між’ядерна відстань, 10^{-1}нм ; $\text{tg}\alpha$ – константа для кожного елементу, яка характеризує градієнт зміни радіусу іона при зміні його заряду; ρ_1 – спрямована зарядова щільність, $e/\text{нм}$.

Ефективність даного методу у вирішенні нагальних питань металургійної галузі підтверджена багатолітнім досвідом та плідною співпрацею ІЧМ НАНУ з провідними підприємствами України на яких впроваджено ряд розроблених

технологічних управляючих рішень спрямованих на покращення якості сталі, а також новітніми розробками по грантовим напрямкам наукової діяльності [2, 15-17].

Мета роботи – експертна оцінка комплексу властивостей марганецьвмісних феросплавів вітчизняного виробництва задля одержання конкурентоздатного металу.

Результати та основний матеріал дослідження. Основні фізико-хімічні властивості феросплавів це температура плавлення ($T_p, ^\circ\text{C}$), щільність ($D \cdot 10^3, \text{кг/м}^3$) і теплофізичні характеристики (теплопровідність - $\lambda, \text{Вт/м}\cdot\text{К}$; теплоємність - $C, \text{Дж/кг}\cdot\text{К}$; теплота плавлення - $Q_{\text{пл}}, \text{кДж/кг}$; питомий електроопір - $\rho, \text{мОм}\cdot\text{м}$; тимчасовий опір - $\sigma, \text{МПа}$). З метою оцінки термічного впливу феросплавів, які вводять в сталеплавильну піч, ківш в залежності від технологічної карти ведення конкретного процесу виробництва важливо знати температуру їх плавлення. Підбір феросплаву бажано здійснювати з максимально близькою температурою плавлення до температури розплаву металу, щоб уникнути охолодження металу внаслідок присадки добавки та досягти повноцінного її розплавлення без залишків твердої породи, що сприятиме підвищенню її засвоєння. У довідковій літературі температура плавлення феросплавів наводиться або одним значенням, або діапазоном температурного інтервалу плавлення.

Знання щільності, як важливої структурно-чутливої характеристики феросплавів дозволяє науково-обґрунтовано підходити до вибору цільової добавки, що вводять в метал, а також регулювати іонообмінні і тепло-масообмінні процеси в системі «метал-шлак-добавка». Особлива цінність для ефективного використання добавки є виконання наступної умови: $D_{\text{металу}} \geq D_{\text{добавки}} \geq D_{\text{шлаку}}$, що сприяє достатньому зануренню добавок у глибину металу та захисту від окислення атмосферою. Наглядність та значимість дотримання вказаної умови зображена на рис.1. При введенні в рідкий метал шматка важкого феросплаву він поступово осідає на дно і повільно розчиняється (А). Шматок легкого феросплаву при введенні в об'єм сталі спливає на поверхню та інтенсивно окислюється, що призводить до значної втрати провідного елементу (Г, Д). Добавка з раціональною щільністю повністю залучається до

гідродинамічних потоків і циркулює в об'ємі ванни, внаслідок чого відбувається швидше й повніше засвоєння корисного елементу феросплаву та його рівномірний розподіл у об'ємі металу (Б). Таким чином, значення раціональної щільності феросплаву має конкретні межі, які пов'язані з рухом його шматків в розплаві. Базуючись на багатолітньому досвіді експериментальних та теоретичних досліджень, промисловій практиці провідних фахівців галузі [18-22] в металургійних колах встановилась думка, що величина раціональної щільності при введенні в металевий розплав знаходиться в межах від 5000 до 7000 кг/м³ в залежності від складу феросплаву, що вводиться. При щільності рідкого напівпродукту 7000 кг/м³, якщо феросплав має густину більшу ніж 7000 кг/м³, він належить до групи важких, а якщо його щільність менше 5000 кг/м³ - до групи легких.

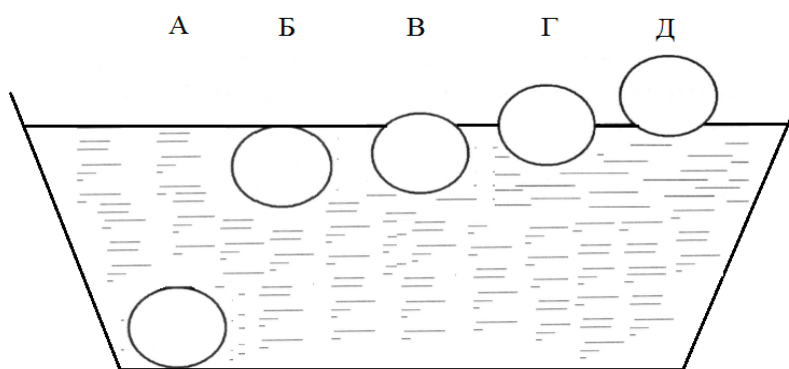


Рисунок 1 – Фіксоване (статичне) положення шматка феросплаву в залізовуглецевому розплаві у залежності від його щільності: А - 7500 кг/м³, Б - 7000 кг/м³, В - 5000 кг/м³, Г - 3500 кг/м³, Д - 2000 кг/м³ згідно даних [22]

Теплопровідність (λ , Вт/м·К) – це здатність передавати тепло від більш нагрітих ділянок до менш нагрітих. Теплоємність (здатність поглинати тепло) феросплаву (C , Дж/кг·К), яка відображає кількість тепла, що витрачається на його нагрівання повинна забезпечувати мінімальне охолодження рідкої сталі при його введенні. Теплота плавлення ($Q_{пл}$, кДж/кг)– кількість теплоти, яку необхідно надати речовині в рівноважному ізобарно-ізотермічному процесі, щоб перевести її із твердого кристалічного стану в рідкий при температурі плавлення, або ж кількість теплоти, що виділяється при кристалізації

речовини. Ці теплофізичні величини характеризують теплоінерційність речовин, здатність сприймати або віддавати теплоту, тому мають важливе значення в процесах, пов'язаних з їх нагріванням та відповідно з розплавленням й засвоєнням феросплавів.

Сучасні інформаційні технології - це ефективний засіб вирішення багатопланових завдань спрямованих на поліпшення якості металопродукції, що активно використовуються в відділі фізико-хімічних проблем металургійних процесів ІЧМ НАНУ, що зокрема відображений у створених базах даних, які формують банк даних «Металургія» та містять інформацію про вказані вище фізико-хімічні, теплофізичні властивості металевих розплавів. Нещодавно база даних «Феросплави» була поповнена новими цінними промисловими даними заводу «А» щодо властивостей феромарганцю ФМн78 та феросилікомарганцю МнС17, що активно використовуються у вітчизняному виробництві*. Проведено аналіз початкової наскрізної вибірки промислових даних, що налічує 14 554 плавок на відповідність вимогам ДСТУ 3547-97 для марки ФМн78 та ДСТУ 3548-97 для МнС17 (табл.1) [23]. У результаті співставлення масиву до вимог ДСТУ відібрано 1199 плавок для подальшого аналізу ФМн78 після процедури сортування, а решта даних по хімічному складу віднесені до феросплаву феросилікомарганцю марки МнС17. Кількість плавок з ненормованим вмістом елементів, що відхиляється від стандартів за вказаними марками феросплавів наведено на рис.2. Більша кількість плавок з відхиленням від норм спостерігається за хімічним складом феросплаву МнС17 на відміну від ФМн78.

Таблица 1

Вимоги до вмісту марганецьвмісних феросплавів

ДСТУ	Марка	Mn, %	C, %	Si, %	P, %	S, %
3548-97	МнС17	> 65,0	<2,5	15,0-20,0	< 0,6	< 0,03
3547-97	ФМн78	75,0-82,0	< 7,0	< 6,0	< 0,7	< 0,03

* Автори виражають велику подяку чл.кореспонденту НАНУ, д.т.н., проф. В.Л. Мазуру та д.т.н., заслуженому металургу України В.С Куціну за інформаційну підтримку галузевого Банка даних «Металургія»

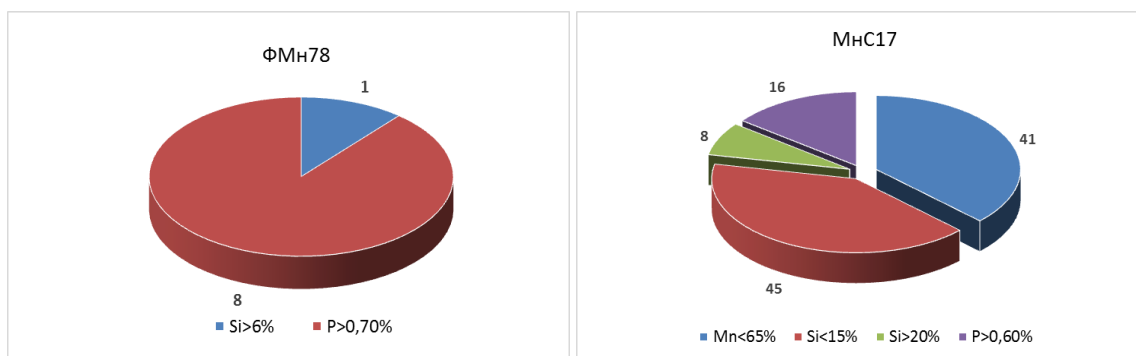


Рисунок 2 – Кількість плавок з відхиленням від ДСТУ для марганцевмісних феросплавів досліджуваної вибірки даних вітчизняного виробництва

Властивості феросплавів були розраховані за розробленими формулами з точністю прогнозу $R^2 \geq 0.9$, які мають таку структуру: $T_{пл} = f(Z^Y, \rho_l, \text{tg } \alpha)$; $D = f(Z^Y, \text{tg } \alpha, \Delta d, Zc^{Mn})$; $Ств = f(\Delta d, Z^Y, Zc^{Mn})$; $\lambda = f(Z^Y, \text{tg } \alpha, d)$; $Q_{пл} = f(Z^Y, \text{tg } \alpha, \Delta d)$; $\rho = f(Z^Y, \text{tg } \alpha, \frac{Zc^{Mn}}{Zc^C})$; $\sigma = f(Z^Y, \Delta d, \text{tg } \alpha, Zc^{Mn})$, де Zc^{Mn} та Zc^C – відповідно середні заряди марганцю та вуглецю в розплаві феросплаву; Δd – параметр хімічної неоднорідності.

Слід зазначити, що одержана розрахункова інформація про першочергові властивості феросплавів дає можливість теоретично спрогнозувати та науково обґрунтувати вірогідний хід процесу. Про ефективність використання феромарганцю у реальному металургійному процесі можна судити у конкретному випадку його застосування для виготовлення заданої марки сталі. Конкретизація залежностей типу «властивість – параметр міжатомної взаємодії», а саме їх спрямованості можлива за рахунок покомпонентного аналізу впливу складових хімічного складу феросплаву. Аналіз впливу покомпонентності можна здійснювати за двома напрямками, а саме у тандемі з властивостями феросплаву або ж у координатах «покомпонентність – параметри міжатомної взаємодії».

Покомпонентність визначає лідируючий вплив певної складової хімічного складу, у той час, як параметри міжатомної взаємодії є результуючою дією усього хімічного складу. Нижче наведено вплив складових елементів феромарганцю на параметри міжатомної взаємодії при зведенні їх до відрізка у діапазоні $[0 \div 1]$. Суттєвий вплив на зміну чисельних показників параметрів

міжатомної взаємодії здійснює трійка елементів – вуглець, кремній та марганець, як провідні складові матричної підсистеми, що формують структурний каркас феросплаву (рис.3). Збільшити зарядовий стан системи розплаву феромарганцю можна завдяки кремнію, а понизити вуглецем та марганцем. Аналогічний вплив елементів зберігся і для серезньозваженої між'ядерної відстані, проте зв'язок з марганцем має менш чіткий напрям та характеризується значним розкидом даних. Спрямовану зарядову щільність суттєво можна змінити у сторону збільшення в даному класі феросплавів при зміні вмісту вуглецю та марганцю за рахунок колективізації електронів партнерів зв'язку. А ось градієнт зміни радіусу іона від його заряду не корелює зі зміною вмісту марганцю та навпаки регулюється вуглецем і кремнієм. На рис. 3 спостерігається перетин даних для вуглецю та кремнію, що вірогідно свідчить про необхідність застосування їх співвідношень у якості показника задля спрямованого корегування числових значень властивостей феросплаву. Зпівставлення поведінки елементів хімічного складу феросплаву ФМн78 наведених на рис.3 з закладеними в структуру моделей параметрами міжатомної взаємодії вказує на прийняття конкретних рішень, щодо підвищення комплексу властивостей розплаву.

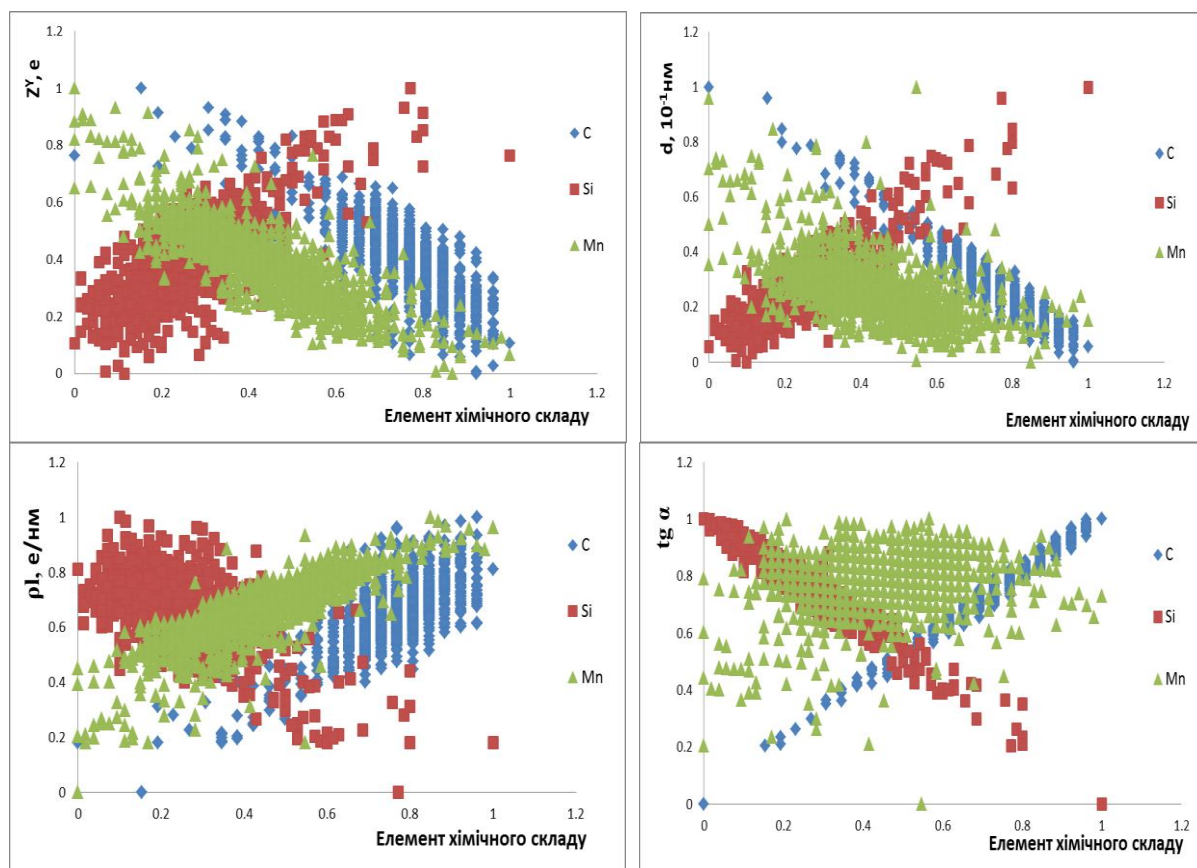


Рисунок 3 – Вплив хімічного складу ФМн78 на зміну параметрів міжатомної взаємодії феромарганцю

Тісний взаємозв'язок щільності спостерігається на рис.4 з вуглецем ($R^2=0.87$) та кремнієм ($R^2=0.84$) на що вплинула фізико-хімічна ідентичність хімічних елементів та їх реакційна здатність по відношенню до партнерів міжатомного зв'язку у феросплаві. Вказані елементи зменшують між'ядерну відстань, а отже підвищують показники щільності за рахунок утворення міцних міжатомних зв'язків. Натомість з марганцем менш тісний зв'язок ($R^2=0.35$), проте є області, де прослідковується значний вплив при прицільному розгляді та відсіюванні частки вибірки даних.

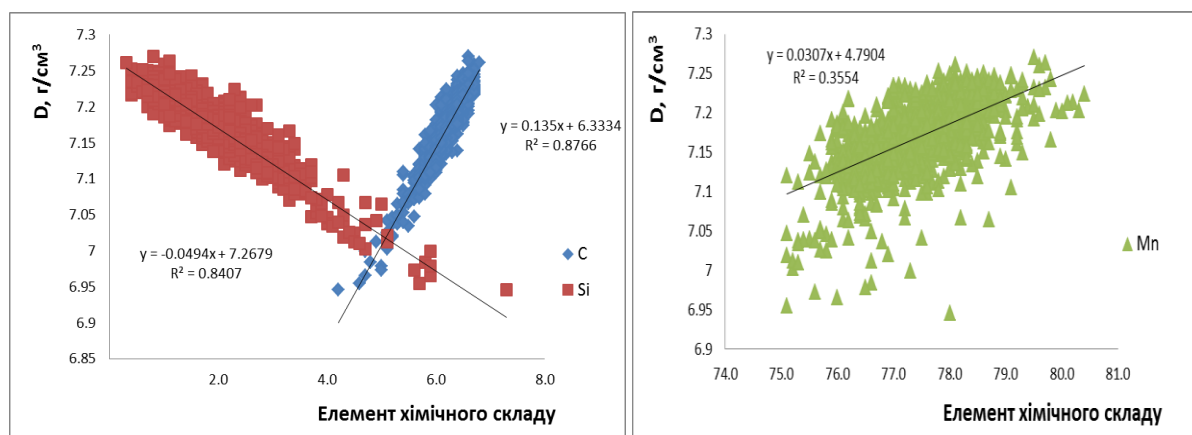


Рисунок 4 – Фрагменти взаємозалежності розрахованих властивостей феромарганцю (ФМн78) з елементами його хімічного складу

На рис.5 представлені результати прогнозування властивостей марганецьвмісних феросплавів для усієї вибірки даних та плавов, що мають ненормований вміст хімічних елементів, зокрема щільності та температури плавлення. Аналіз рис.5 показує, що масив характеризується рівномірністю та навіть викиди знаходяться у межах сформованих залежностей. Результати розрахункових значень щільності рис.5 корелюють з даними рис.1, де вказано раціональний діапазон зміни показників щільності, що створює засади на користь ймовірного їх використання, оскільки забезпечується необхідний рівень властивостей феросплавів. Збільшення середнього заряду марганцю (Zc^{Mn}) у розплаві феросплавів призводить до зростання температури його плавлення, що слід враховувати при використанні феросплавів з підвищеним вмістом марганцю.

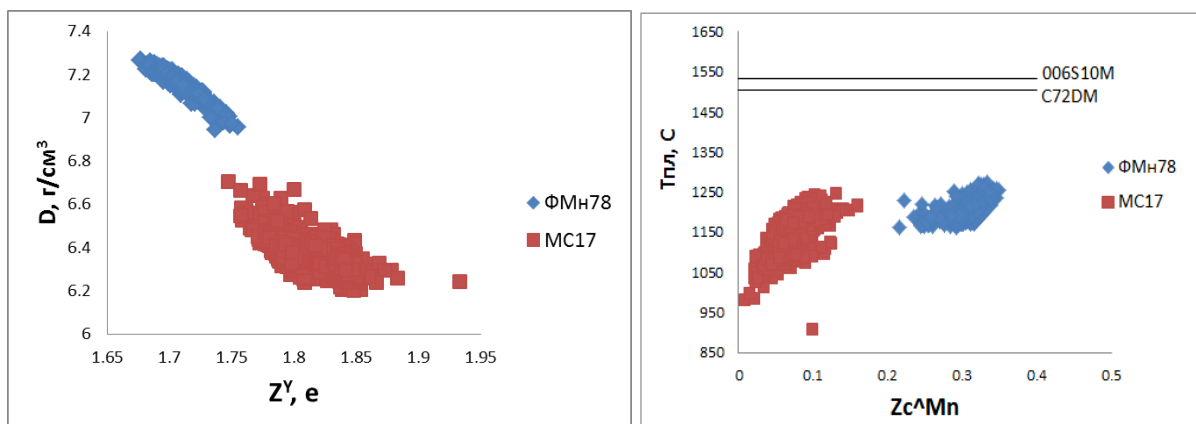


Рисунок 5 – Залежність розрахованих значень властивостей для марганецьвмісних феросплавів

На рис.5 нанесені середні значення температури плавлення, що розраховані по моделям роботи [24] для двох марок сталей, а саме С72DM та 006S10M. Оскільки температури плавлення сталей значно вищі за $T_{пл}$ досліджуваних феросплавів, потенційно їх можна використовувати для доведення за хімічним складом при позапічній обробці вказаних марок сталей, адже виконується головна лімітуюча умова $T_{пл} \text{ сталі} \geq T_{пл} \text{ феросплаву}$, що сприяє швидкому розплавленню зокрема марганецьвмісних феросплавів (ФМн78 та МнС17), а отже і їх засвоєнню.

Висновки

Виконаний статистичний аналіз репрезентативної вибірки хімічного складу накопичених в Банку даних «Металургія» промислових марганецьвмісних феросплавів ($n = 14554$) та запропоновані на рівні міжатомної взаємодії аналітичні вирази для оцінки їх фізико-хімічних та теплофізичних властивостей. Показано, що аналіз хімічного складу феросплаву, тільки з позицій дотримання норм стандарту за хімічним складом не є інформативним та недостатній для оцінки технологічного спрямування його використання.

Представлений комплекс розроблених аналітичних виразів для прогнозування важливих фізико-хімічних та теплофізичних властивостей з високою точністю ($R^2 \geq 0.9$) дозволить створити засади ефективного використання навіть не зовсім функціонального (технологічного) за хімічним складом феросплаву. Саме оцінка з огляду на забезпечення затребуваного рівня властивостей надає достовірні дані для прийняття управлінських (раціональних технологічних) рішень виробництва конкурентоздатного металу. В роботі показано, що використання відповідно до експертної оцінки на основі запропонованих моделей вітчизняні марганецьвмісні феросплави в розглянутих діапазонах складу можливе за їх призначенням з дотриманням певних умов. Додатковий розгляд і оцінка цього питання дозволили констатувати можливість використання вітчизняних феросплавів марок ФМн78 та МнС17 з вказаними відхиленнями по хімічному складу при виробництві сталі масового призначення.

ЛІТЕРАТУРА

1. Тогобицька Д.М. Банк даних «Металургія» – інформаційна основа прогнозування властивостей фізико-хімічних систем та їх розплавів // Д.М. Тогобицька, Д.О. Степаненко, А.І. Белькова, А.П. Петров, Ю.М. Ліхачев. – «Сучасні проблеми металургії». – 2021. – № 24. – С. 140 – 148.
2. Тогобицька Д.М. Бази даних і моделі для експертного оцінювання ефективності використання феросплавів під час виробництва сталі / Тогобицька Д.М., Піптюк В.П., Петров А.Ф., Греков С.В., Снігура І.Р., Лихачов Ю.М., Головка Л.А. // Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2017. - № 31. - С. 150 - 165.
3. Піптюк В.П. Перспективи генерації феросплавів нового покоління для легування та мікролегування сталі / Піптюк В.П., Тогобицька Д.М., Логозинський І.М., Левин Б.А., Петров О.П., Греков С.В., Снігура І.Р. // – Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Випуск 4 (117). – Дніпро, 2018. – С. 52 – 60.
4. A. Kagawa, T. Okamoto. Influence of alloying elements on temperature and composition for peritectic reaction in plain carbon steels. Materials Science and Technology. October 1986. Vol. 2. P. 997 – 1008.
5. Howe A. A. Estimation of liquidus temperatures for steels / A/ A/ Howe // Ironmaking and Steelmaking/ - 1988. – V. 15. - № 3. – P. 134 – 142.
6. G. ALLAN: «Castability, solidification mode and residual ferrite distribution in highly alloyed stainless steels», ECSC research project, EUR13941, European Communities, Luxembourg 1997.
7. KALENGA WA KALENGA, M. (2021). The challenges in the High Carbon Ferromanganese industry and prospects. METAL Conference Proceedings. <https://doi.org/10.37904/metal.2021.4087>
8. Wang, Weisheng et al. “Effect of ferromanganese additions on non-metallic inclusion characteristics in TRIP steel.” Journal of Iron and Steel Research International 29 (2022): 1464 - 1473. <https://doi.org/10.1007/s42243-022-00768-6>
9. Y. Bi, A. Karasev & P. G. Jönsson (2014) Investigations of inclusions in ferrochromium alloys, Ironmaking & Steelmaking, 41:10, 756-762, DOI: 10.1179/1743281214Y.0000000192
10. Kim, S. J., Shibata, H., Kitamura, S. Y., & Yamaguchi, K. (2020). Novel technology to produce ferromanganese alloy from Steelmaking slag. In Proceedings of INFACON XIII - 13th International Ferroalloys Congress: Efficient Technologies in Ferroalloy Industry (pp. 655-662).
11. M. M. Pande, M. Guo, X. Guo, D. Geysen, S. Devisscher, B. Blanpain & P Wollants (2010) Ferroalloy quality and steel cleanliness, Ironmaking & Steelmaking, 37:7, 502-511, DOI: 10.1179/030192310X12700328925787
12. Приходько Е.В. Эффективность комплексного легування сталей і сплавів. - К.: Наукова думка, 1995. - 292с.
13. Togobitska D. and Belkova A. New approach to evaluating the thermodynamic consistency of melts in the "Metal-Slag" system based on interatomic interaction parameters // Lithuanian Journal of Physics. Vol.64, No.1, pp.58-71 (2024). <https://doi.org/10.3952/physics.2024.64.1.6>
14. Приходько Е.В. Металохімія багатокомпонентних систем. - М.: Металургія. - 1995. - 320 с.
15. Бабаченко О.І. Оптимізація хімічного складу сталі для залізничних коліс, що забезпечує стабілізацію механічних і підвищення експлуатаційних властивостей // Бабаченко О.І., Тогобицька Д.М., Козачек А.С., Кононенко О.О., Книш О.В., Снігура І.Р. - Металургійна та гірничорудна промисловість. - 2016. - № 2. - С. 67 - 73.

16. Togobitskaya D.N. Prediction of Ferroalloy Properties for Expert Evaluation of the Efficiency of their Use During Addition to Steel in a Ladle Furnace Unit / Togobitskaya D.N., Pityuk V.P., Petrov A.F., Grekov E.V., Mirgorodskaya A.S. //Metallurgist. – 2019. Vol 62. No (11-12). pp. 1115-1122.
17. Піптюк В.П. Експериментальне дослідження підвищення технологічності брикетів феросиліцію для виробництва сталі /В.П. Піптюк, Д.М. Тогобицька, К.В. Баюл, І.М. Логозинський, Б.А. Левін, О.П. Петров, С.В. Греков, Г.О. Андрієвський //Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. –Дніпро. - 2018. - №21. – Вип. 1. –С.50-55.
18. Тогобицька Д.М. Прогнозування властивостей феросплавів для експертної оцінки ефективності їх використання під час доведення сталі на УВП/ Тогобицька Д.М., Піптюк В.П., Петров О.Ф., Греков С.В., Миргородська А.С. // Металург. 2018. - № 11. - С. 27 - 32.
19. Казачков І.П. Фактори, що визначають швидкість розчинення сплавів у рідкій сталі /І.П. Казачков, І.Б. Паримончик // Металургія і коксохімія. -1976. -49. -С. 56-59.
20. Лозова О.Ю. Вивчення впливу технологічних факторів на час плавлення крем'янистих феросплавів у рідкому металі. / Лозова О.Ю., Жучков В.І., Некрасов О.В. // Розплави. - 2001. -№3. - С.11-17.
21. Гасик М.І. Фізикохімія і технологія електроферосплавів / М.І. Гасик, М.П. Лякишев. - Дніпропетровськ: ДНВП «Системні технології». - 2005. 448 с.
22. Грищенко С.Г. Феросплавна промисловість світу та України у 2014-2015 роках. / С.Г. Грищенко, В.С. Куцин, П.А. Кравченко, С.Л. Кудрявцев // Сучасні проблеми металургії. 2016. - Т.19. - В.1. - С. 279 - 285.
23. Піптюк В.П., Степаненко Д.О., Греков С.В., Ходотова Н.Є. Оцінка можливості використання по прямому призначенню марганцевих феросплавів вітчизняного виробництва з відхиленнями по хімічному складу. Всеукраїнська науково-технічна конференція «НАУКА І МЕТАЛУРГІЯ». - 2022. - С.19 - 20.
24. Д.М. Тогобицька, І.Р. Снігура, В.П. Піптюк, С.В. Греков Новий підхід до вирішення проблеми спрямованого формування кінцевих розплавів при доведенні сталі на установці «ківш-піч» // «Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії». – 2021. – Вип. 35. – С. 296 – 309. (In Ukrainian).

REFERENCES

1. Togobytska D.M. Data bank "Metallurgy" - an information base for forecasting the properties of physico-chemical systems and their melts // D.M. Togobytska, D.O. Stepanenko, A.I. Belkova, A.P. Petrov, Yu.M. Likhachev. - "Modern problems of metallurgy". – 2021. – No. 24. – P. 140 – 148.
2. Togobytskaya D.N. Databases and models for expert evaluation of the efficiency of ferroalloys in steel production / Togobytskaya D.N., Pityuk V.P., Petrov A.F., Grekov S.V., Snygura I.R., Lykhachev Yu.M. L.A. Golovko // Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy. 2017. – No. 31. – P. 150 – 165.
3. Pityuk V.P. Prospects for the generation of new generation ferroalloys for steel alloying and microalloying / V.P. Pityuk, D.M. Togobytska, I.M. Logozynskyi, B.A. Levin, O.P. Petrov, S.V. Grekov, I. Snigura. R. // – System technologies. Regional interuniversity collection of scientific works. – Issue 4 (117). - Dnipro, 2018. - P. 52 - 60.
4. A. Kagawa, T. Okamoto. Influence of alloying elements on temperature and composition for peritectic reaction in plain carbon steels. Materials Science and Technology. October 1986. Vol. 2. P. 997 – 1008.
5. Howe A. A. Estimation of liquidus temperatures for steels / A/ A/ Howe // Ironmaking and Steelmaking/ - 1988. – V. 15. - № 3. – P. 134 – 142.

6. G. ALLAN: «Castability, solidification mode and residual ferrite distribution in highly alloyed stainless steels», ECSC research project, EUR13941, European Communities, Luxembourg 1997.
7. KALENGA WA KALENGA, M. (2021). The challenges in the High Carbon Ferromanganese industry and prospects. METAL Conference Proceedings. <https://doi.org/10.37904/metal.2021.4087>
8. Wang, Weisheng et al. “Effect of ferromanganese additions on non-metallic inclusion characteristics in TRIP steel.” Journal of Iron and Steel Research International 29 (2022): 1464 - 1473. <https://doi.org/10.1007/s42243-022-00768-6>
9. Y. Bi, A. Karasev & P. G. Jönsson (2014) Investigations of inclusions in ferrochromium alloys, Ironmaking & Steelmaking, 41:10, 756-762, DOI: 10.1179/1743281214Y.0000000192
10. Kim, S. J., Shibata, H., Kitamura, S. Y., & Yamaguchi, K. (2020). Novel technology to produce ferromanganese alloy from Steelmaking slag. In Proceedings of INFACON XIII - 13th International Ferroalloys Congress: Efficient Technologies in Ferroalloy Industry (pp. 655-662).
11. M. M. Pande, M. Guo, X. Guo, D. Geysen, S. Devisscher, B. Blanpain & P Wollants (2010) Ferroalloy quality and steel cleanliness, Ironmaking & Steelmaking, 37:7, 502-511, DOI: 10.1179/030192310X12700328925787
12. Prihodko E.V. Effectiveness of complex alloying of steels and alloys. - K.: Naukova dumka, 1995. - 292p.
13. Togobitska D. and Belkova A. New approach to evaluating the thermodynamic consistency of melts in the "Metal-Slag" system based on interatomic interaction parameters // Lithuanian Journal of Physics. Vol.64, No.1, pp.58-71 (2024). <https://doi.org/10.3952/physics.2024.64.1.6>
14. Prihodko E.V. Metallochemistry of multicomponent systems. - M.: Metallurgy. - 1995. - 320 p.
15. Babachenko A.I. Optimizing the chemical composition of steel for railway wheels, which provides stabilization of mechanical and increased operational properties // Babachenko A.Y., Togobytskaya D.N., Kozachek A.S., Kononenko A.A., Knysh A.V., Snigura I.R. - Metallurgical and mining industry. - 2016. - No. 2. - P. 67 - 73.
16. Togobitskaya D.N. Prediction of Ferroalloy Properties for Expert Evaluation of the Efficiency of their Use During Addition to Steel in a Ladle Furnace Unit / Togobitskaya D.N., Pityuk V.P., Petrov A.F., Grekov E.V., Mirgorodskaya A.S. //Metallurgist. - 2019. Vol 62. No (11-12). pp. 1115-1122.
17. Pityuk V.P. Experimental study of improving the manufacturability of ferrosilicon briquettes for steel production /V.P. Pityuk, D.M. Togobytska, K.V. Bayul, I.M. Logozytskyi, B.A. Levin, O.P. Petrov, S.V. Grekov, G.O. Andrievsky //Modern problems of metallurgy. Scientific news. - Dnipro. - 2018. - No. 21. - Issue 1. - P.50-55.
18. Togobytskaya D.N. Forecasting of the properties of ferroalloys for expert assessment of the effectiveness of their use in finishing steel at UCP/ Togobytskaya D.N., Pityuk V.P., Petrov A.F., Grekov S.V., Myrhorodskaya A.S. // Metallurgist. 2018. - No. 11. - P. 27 - 32.
19. Kazachkov I.P. Factors determining the dissolution rate of alloys in liquid steel / I.P. Kazachkov, I.B. Parimonchik // Metallurgy and coke chemistry. -1976. -49. -WITH. 56-59.
20. Lozovaya E.Yu. Study of the influence of technological factors on the melting time of siliceous ferroalloys in liquid metal. / Lozovaya E.Yu., Zhuchkov V.Y., Nekrasov A.V. // Melts. -2001. - No. 3. - P.11-17.
21. Gasik M.I. Physical chemistry and technology of electroferroalloys / M.I. Gasik, N.P. Lyakishev. - Dnepropetrovsk: State Research and Production Enterprise “System Technologies”. - 2005. 448 p.

22. Grishchenko S.G. Ferroalloy industry of the world and Ukraine in 2014-2015. / S.G. Grishchenko, V.S. Kutsin, P.A. Kravchenko, S.L. Kudryavtsev // Current problems of metallurgy. 2016. – T.19. – B.1. – P. 279 – 285.
23. Pityuk V.P., Stepanenko D.O., Grekov S.V., Khodotova N.Ye. Assessment of the viability of vikorization based on the direct assessment of manganese ferroalloys of ham production with additives in the chemical warehouse. All-Ukrainian scientific and technical conference “SCIENCE AND METALURGY”. - 2022. - P.19 - 20.
24. D.M. Togobitska, I.R. Snigura, V.P. Pityuk, S.V. Grekov A new approach to the current problem of direct forming of end melts when steel is finished at the "bucket-furnace" installation // "Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy." – 2021. – VIP. 35. – pp. 296 – 309. (In Ukrainian).

Received 11.02.2024.

Accepted 16.03.2024.

UDC 669.02/09:669.168:669.15'74-198..003.12

D.Togobitska, I.Povorotnia, V.Piptiuk, S.Grekov, O.Kuksa

EXPERT SYSTEM OF ASSESSMENT OF PHYSICOCHEMICAL AND THERMOPHYSICAL PROPERTIES OF MANGANESE-CONTAINING FERROALLOYS

The uniqueness of ferroalloys from the point of view of their influence on the targeted formation of the desired structure and properties of metal melts is a rather scientific question that continues to be in trend for many years. Significant progress in the study of physicochemical and thermophysical characteristics of industrial ferroalloys has been achieved by both domestic and foreign scientists. At the same time, ferroalloys and their research have a number of difficulties caused by their high temperature and, as a result, the difficulties of conducting experiments from the standpoint of technological equipment limitations. It is these factors that significantly affect the availability of sometimes contradictory information in literary sources about the primary properties of ferroalloys and require their clarification. Given the demand for reliable data, the Institute of Ferrous Metallurgy is actively developing the Database System, which is a component of the "Metallurgy" data bank as an information foundation for modeling in smelting and blast furnace production. The purpose of the work is an expert assessment of the complex properties of domestically produced manganese-containing ferroalloys in order to obtain a competitive metal. One of the effective methods of describing the physical and chemical nature of the properties of metal melts and their numerical determination, explaining the processes of interactions between them is the concept of directed chemical bonding, which was founded by E.V. Prihodko at the Iron and Steel Institute of Z.I. Nekrasov National

Academy of Sciences of Ukraine. Based on its postulates, the main physicochemical properties of ferroalloys are considered: melting temperature, density, and thermophysical characteristics (thermal conductivity; heat capacity; heat of fusion; specific electrical resistance; temporary resistance). A statistical analysis of a representative sample of the chemical composition of industrial manganese-containing ferroalloys accumulated in the "Metallurgy" Data Bank was performed and analytical expressions for evaluating their physicochemical and thermophysical properties were proposed at the level of interatomic interaction. It is shown that the analysis of the chemical composition of the ferroalloy, only from the standpoint of compliance with the standards of the chemical composition, is not informative and insufficient for assessing the technological direction of its use. The presented complex of developed analytical expressions for predicting important physicochemical and thermophysical properties with high accuracy ($R^2 \geq 0.9$) will allow to create the principles of effective use of even a not quite functional (technological) ferroalloy in terms of its chemical composition. It is the assessment with a view to ensuring the required level of properties that provides reliable data for making management (rational technological) decisions for the production of competitive metal. The work shows that the use of domestic manganese-containing ferroalloys in the considered ranges of composition is possible according to their purpose, subject to certain conditions, according to an expert assessment based on the proposed models. Additional consideration and assessment of this issue made it possible to state the possibility of using domestic manganese-containing ferroalloys with the specified deviations in chemical composition in the production of mass steel.

Keywords: manganese-containing ferroalloys, parameters of interatomic interaction, modeling, forecasting, physical, chemical and thermal properties, steel quality

Дар'я Миколаївна Тогобицька – доктор технічних наук, професор, провідний науковий співробітник відділу фізико-хімічних проблем металургійних процесів Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова Національної академії наук України

Ірина Романівна Поворотня – кандидат технічних наук, науковий співробітник відділу фізико-хімічних проблем металургійних процесів Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова Національної академії наук України

Віталій Петрович Піптюк – кандидат технічних наук, старший науковий співробітник відділу фізико-технічних проблем металургії сталі Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова Національної академії наук України

Станіслав Вікторович Греков – науковий співробітник відділу фізико-технічних проблем металургії сталі Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова Національної академії наук України

Олег Володимирович Кукса – кандидат технічних наук, науковий співробітник відділу фізико-хімічних проблем металургійних процесів Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова Національної академії наук України

Daria Togobitska – doctor of technical sciences, professor, leading researcher of the department of physical and chemical problems of metallurgical processes in Iron and Steel Institute of Z.I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine

Iryna Povorotnia – candidate of technical sciences, researcher of the department of physical and chemical problems of metallurgical processes in Iron and Steel Institute of Z.I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine

Vitaliy Pityuk – candidate of technical sciences, senior researcher of the department of physical and technical problems of steel metallurgy in Iron and Steel Institute of Z.I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine

Stanislav Grekov – researcher of the department of physical and technical problems of steel metallurgy in Iron and Steel Institute of Z.I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine

Oleg Kuksa – candidate of technical sciences, researcher of the department of physical and chemical problems of metallurgical processes in Iron and Steel Institute of Z.I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.09

УДК 669.162.22+267.4.

Ю.О. Ступак, Т.С. Хохлова

ДОСЛІДЖЕННЯ ГОРІННЯ ПИЛОПОДІБНОГО ТВЕРДОГО ПАЛИВА ТА ВПЛИВ ОКРЕМИХ ЙОГО ВЛАСТИВОСТЕЙ НА ХАРАКТЕР ПРОТІКАННЯ ПОЧАТКОВИХ СТАДІЙ ГОРІННЯ

Анотація. У статті розглянуто окремі методологічні підходи до моделювання горіння пилоподібного палива в лабораторних умовах, що сформувалися за останні десятиліття та окремі результати досліджень горіння поодиноких часток за допомогою високошвидкісної фото- та відеофіксації. Показано, що на сьогодні сформовані чіткі уявлення щодо процесу горіння як поодиноких паливних часток, так і горіння їх у факелі. Зазначено, що для деяких видів палива поділ процесу горіння часток на стадії є вельми умовним, оскільки через природу (походження) паливної сировини окремі стадії можуть накладатися одна на одну або взагалі бути відсутні. Висунуто тезу про те, що незалежно від критеріїв ефективності використання палива для розробки найбільш ефективних технологій його спалювання слід враховувати не тільки специфіку (умови) тих чи інших агрегатів та процесів, але й природу (походження) паливної сировини, що використовується, оскільки вона безпосередньо визначає фізико-хімію процесу горіння. Авторами експериментально підтверджено тісний зв'язок між температурою займання палива та виходом з нього летких речовин, зокрема з'ясовано, що температура займання палива функціонально залежить від вмісту СО в летких речовинах, вихід якого з палива може бути одним з важливих критеріїв при оцінці його горючості (займистості). Висунуто тезу про доцільність використання параметру «температура займання» як такого, який слід враховувати (а в окремих випадках – визначати), оскільки він тісно пов'язаний як з часом до займання часток палива, так і з повнотою його згорання на початкових стадіях, що було доведено експериментальним шляхом.

Ключові слова: пиловугільне та пилоподібне паливо, стадії горіння, поодинокі паливні частки, біопаливо, вихід летких речовин, температура займання, повнота згорання.

© Ступак Ю.О., Хохлова Т.С., 2024

1. Постановка задачі

Не зважаючи на сучасні тенденції щодо скорочення використання викопного палива задля зменшення викидів т.з. парникових газів, завдання організації максимально ефективного використання твердого палива залишається вельми актуальним на найближчі десятиліття. Принаймні в чорній металургії, а саме – виробництві сплавів на основі заліза з використанням доменних печей, де в якості заміниника коксу вже достатньо давно використовують пиловугільне паливо (ПВП) на основі вугілля з марок, які не придатні для виготовлення коксу.

В останні десятиліття було запропоновано чимало способів та видів палива для виготовлення ПВП, серед яких – додавання до вугільного пилу легкозаймистих видів твердого палива, таких як буре вугілля, торф, лігнін тощо. В якості додатків можуть також використовуватися тверді відходи побутового, сільськогосподарського та промислового походження, які можуть бути достатньо ефективно утилізовані в різних енергетичних та металургійних процесах. Окрім певної кількості тепла, що можна отримати при спалюванні відходів, вони можуть бути твердими та/або газоподібними відновлювачами, замінюючи традиційні, більш дорогі компоненти металургійної шихти аналогічного призначення.

Як показала практика, спалювання великих обсягів палива за короткий проміжок часу з максимально можливими швидкістю та ефективністю (повнотою згорання) є найбільш ефективним в разі використання пилоподібного стану палива, з оптимальною крупністю окремих частинок. Для традиційних видів вугілля різних марок, торфу та ін. закономірності горіння як окремих часток, так і у факелі, досліджені в останні десятиліття більш-менш широко і детально. Але ж для відходів різного походження, особливо тих, що тільки відносно недавно привернули до себе увагу дослідників (деревна тріска або тирса, папір і картон; сільськогосподарські відходи, такі як солома, рисове лушпиння, шкаралупа горіхів, кісточки винограду, оливок тощо; шлам з паперових фабрик та інших джерел, а також енергетичні культури, спеціально вирощені для використання в якості біопалива), окремі аспекти щодо їх ефективного використання потребують уточнення.

На сьогодні випробувано та успішно застосовано багато методик дослідження горіння пилоподібного палива, в т.ч. паливних сумішей різних типів. Враховуючи чисельні результати, що отримані, можна констатувати, що вирішальне значення має організація спалювання палива, з урахуванням певних, не завжди очевидних характеристик, пов'язаних з природою або походженням паливної сировини. Виходячи з цього, вбачається доцільним виділити найбільш придатні методи і підходи для досліджень сучасних паливних матеріалів на основі вугілля, відходів, що були названі та їх сумішей, а також дослідження найбільш важливих особливостей того чи іншого палива, що повинні враховуватися для максимально ефективного його використання.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Сучасні уявлення про природу та закономірності горіння газів і твердого палива сформувалися на базі теоретичних та експериментальних досліджень Н.Н. Семенова, Я.В. Зельдовича, Д.А. Франк-Каменецького, А.С. Предводителя, С.Д. Яворського та інших вчених. У світлі сучасних уявлень основою процесу горіння палива та сполук, що містять вуглець, є хімічні реакції горючих елементів із киснем. У топкових і подібних їм за умовами горіння палива агрегатах ці реакції протікають у потоці й умовах накладення низки фізичних факторів на основні хімічні процеси та перетворення. Одночасний вплив великої кількості факторів, що суттєво впливають, зумовлює складність теоретичних та експериментальних досліджень, через що практично всіма дослідниками приймаються ті чи інші спрощення та припущення. Не зважаючи на те, що названі спрощення часто вносять помітні спотворення в результати експериментів і є причиною певної невідповідності отриманих в лабораторних умовах результатів практики, окремі методики дослідження горіння, запроваджені ще в середині ХХ століття, використовуються дослідниками і донині.

Серед методик дослідження горіння твердого палива у факелі слід зазначити індуктивний метод наукового дослідження, за яким вивчають не горіння факела в цілому, але горіння окремо взятих частинок палива, з подальшим використанням (із певними застереженнями) отриманих

результатів для уточнення закономірностей горіння факела в цілому та пошуку способів покращення тих чи інших параметрів процесу. Одними з перших вказаний метод був запропонований у колишньому ВТІ В.І. Бабієм із співробітниками [1]. Отримані чисельні результати цих досліджень були пізніше узагальнені в декількох монографіях. На спеціально створеній лабораторній установці за результатами спостережень (швидкісна кінозйомка) за одиночними частинками, що горять, були отримані дані щодо абсолютної і відносної тривалості різних стадій займання і вигорання частинок вугільного пилу, вивчений характер зміни температури і розміру частинок вугільного пилу в процесі їх вигорання. Вивчено вигорання порошинок при істотно знижених концентраціях кисню, що мають місце на заключних стадіях процесу горіння практично в усіх технологіях зі спалюванням ПВП у факелі.

За результатами досліджень названих авторів, процес горіння частки вугілля може бути умовно розділений на чотири стадії, тривалість яких із задовільною точністю можна характеризувати наступними рівняннями [2]:

1. Прогрів частки до займання летких речовин:

$$\tau_{з.л.} = k_{з.л.} \cdot 5,3 \cdot 10^{14} \cdot T_{г.}^{-4} \cdot \delta^{0,8}, \quad (1)$$

де $\tau_{з.л.}$ – тривалість прогріву частки до займання летких речовин, с; $T_{г.}$ – температура оточуючого середовища (газу), К; δ – середній початковий розмір частки, м; $k_{з.л.}$ – відносний коефіцієнт, що визначається дослідним шляхом для вугілля кожної марки.

2. Горіння летких речовин:

$$\tau_{г.л.} = k_{г.л.} \cdot 0,5 \cdot 10^6 \cdot T_{г.}^{-4} \cdot \delta^2, \quad (2)$$

де δ – вихідний розмір частки, м; $k_{г.л.}$ – дослідний коефіцієнт, характерний для кожної марки вугілля.

3. Прогрів коксового залишку [3]:

$$\tau_{п.к.} = 5,36 \cdot 10^4 \cdot T_{г.}^{-1,2} \cdot \delta^{1,5}. \quad (3)$$

4. Вигорання коксового залишку:

$$\tau_{г.к.} = k_{г.к.} \cdot 2,21 \cdot 10^8 \cdot \frac{100 - A_{к.}^c}{100} \cdot \frac{\rho_s \cdot \delta^2}{T_{г.}^{0,9} \cdot O_2}, \quad (4)$$

де $\tau_{г.к.}$ – тривалість горіння коксового залишку, с; K ; $k_{г.к.}$ – дослідний коефіцієнт, що характеризує специфіку вигорання часток вугілля певної марки; A_k^c – внутрішня зольність коксового залишку, %; O_2 – об’ємна концентрація кисню, %; ρ_3 – густина коксового залишку, що здається, кг/м³.

Стадії горіння окремої частки твердого палива, яким відповідають рівняння 1-4, доволі показово ілюструє рис. 1, на якому наведені дані одного з подібних досліджень.

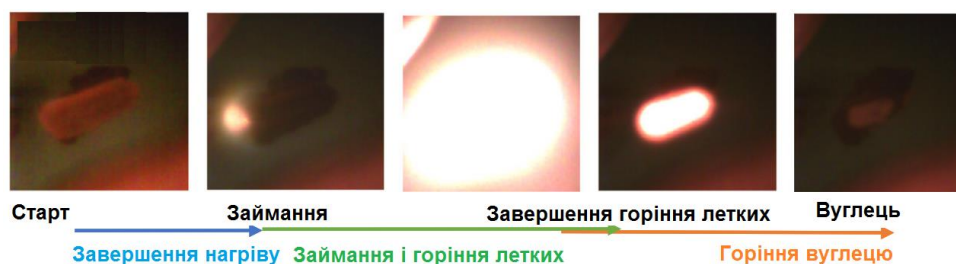


Рисунок 1 - Послідовні етапи спалювання частинок зразку біомаси [4]

Доволі інформативною є емпірична залежність для сумарної тривалості до займання коксового залишку ($\tau_{з.к.} = \tau_{з.л.} + \tau_{г.л.} + \tau_{п.к.}$):

$$\tau_{з.к.} = 1,12 \cdot 10^{10} \cdot k_{з.к.} \cdot \frac{\rho_3 \cdot \delta^{1,2}}{T_c^3} \left(\frac{21}{O_2} \right)^n, \quad (5)$$

де ρ_3 – густина вугілля у повітряно-сухому стані, кг/м³; δ – розмір частки вугілля, м; $k_{з.к.}$ – дослідний коефіцієнт; $n = 0,15$ – для антрацитового пилу, $n = 0,25-0,5$ – для кам’яного та бурого вугілля.

Подібні емпіричні залежності були отримані в експериментах й інших дослідників, наприклад тих, що наведені в монографії [5].

Чисельні сучасні дослідження [6, 7 та ін.] в основному лише уточнюють отримані в минулі десятиліття дані, однак з використанням найсучаснішого наукового обладнання й розрахункових методик. Хоча результати окремих сучасних досліджень горіння поодиноких пилоподібних часток палива варто порівняти із вже згаданими [1-3, 5].

Так, у аналітичному огляді від Є. Марек (Ewa Marek) та Кж. Станьчик (Krzysztof Stańczyk) узагальнено широкий спектр методик, які були створені у нещодавній історії досліджень горіння окремих частинок вугілля та мотивовані необхідністю розвитку знань для нових, чистих технологій вугілля. Авторами

зазначається, що в більшості досліджень останніх років спалювання вугілля зазвичай зводиться до характеристики явища займання частинок та підетапів спалювання частинок, але через різні недоліки методологій результати досліджень дещо відрізняються і не завжди узгоджуються навіть при описі однієї й тієї ж досліджуваної проблеми [8]. На підтвердження цієї тези можна навести порівняльні результати спалювання частинок вугілля в різних газових атмосферах із зазначенням механізмів згоряння (двоступеневе спалювання: гомогенне та гетерогенне, одностадійне спалювання: гетерогенне або без запалення), отримані авторами R. Khatami, C. Stivers, K. Joshi та ін., що показані на рис. 2.

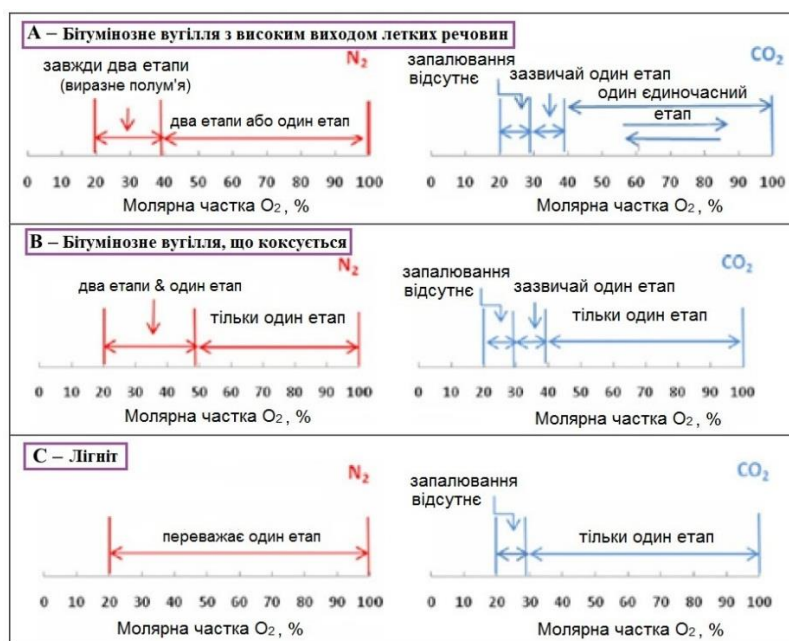
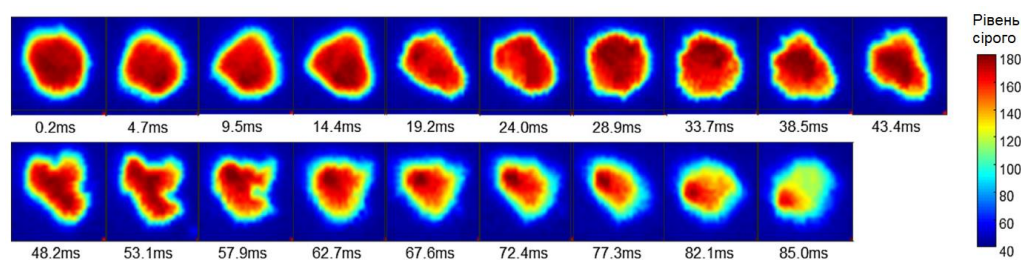


Рисунок 2 - Порівняння результатів спалювання частинок вугілля в різних газових атмосферах із зазначенням механізмів згоряння [9]

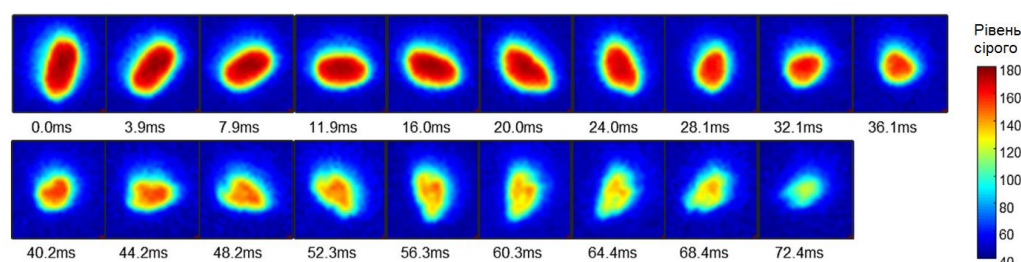
Наведені на рис. 2 дані дещо відрізняються від концепції та відповідних результатів, наведених раніше (формули 1-4), але ж певною мірою їх уточнюють щодо ролі кисню у процесі займання частинок в різних газових середовищах.

Доволі показовими та деякою мірою інформативними є дані фото- та відеофіксації займання та вигорання поодиноких часток палива, які отримані у багатьох дослідженнях останніх років. Так, цікавими, в т.ч. з наукової точки

зору, є результати досліджень вигорання поодиноких часток вугілля та біомаси, що показані на рис. 3 та 4 [10, 11].



(a) Частка А (150-212 μm).



(b) Частка В (106-150 μm).

Рисунок 3 - Псевдоколірні зображення інтенсивності світла частинок [10]

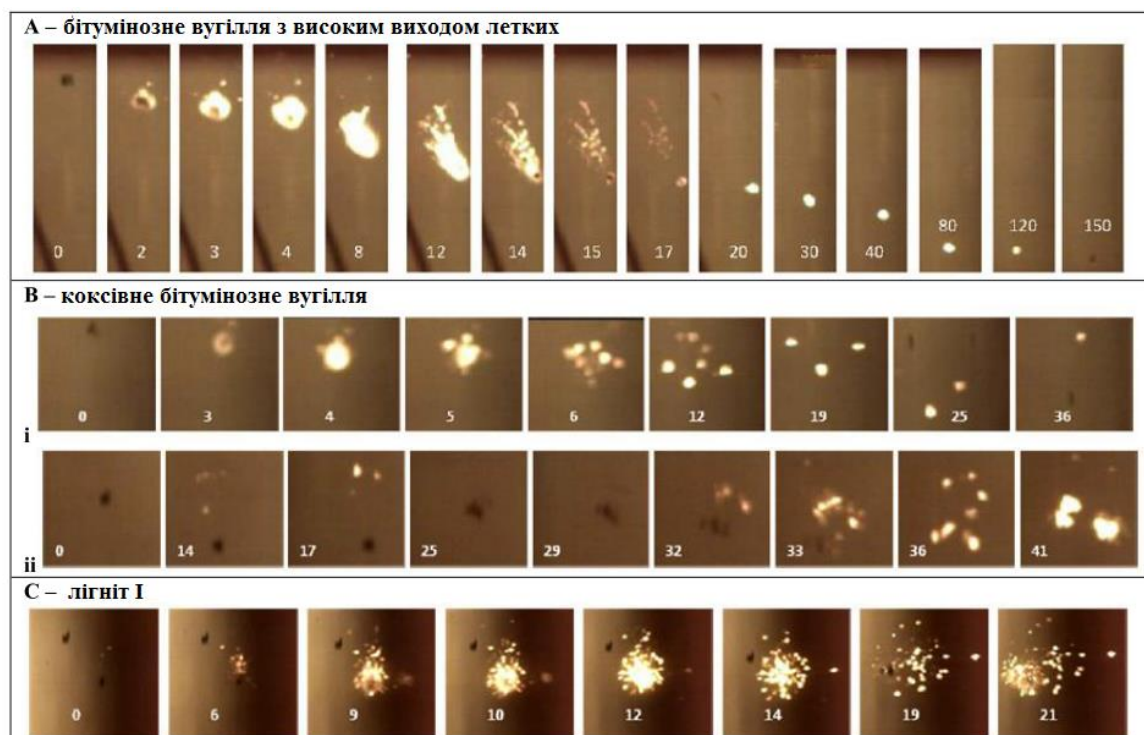


Рисунок 4 - Картинки з експериментів зі спалювання частинок різних палив у повітрі (на малюнках вказано час від появи частки в реакторі, мс) [11]

Слід зазначити, що дослідження горіння поодиноких часток вимагає певного, подекуди не дешевого (наприклад, у випадку високошвидкісної відеозйомки високої роздільної здатності) обладнання, а також планування та здійснення експериментів у такий спосіб, що дозволяє мати більш-менш прийнятну відтворюваність (повторюваність) результатів та їх подальшу обробку статистичними методами. При цьому важливою є навіть концепція побудови експериментальної установки для дослідження горіння поодиноких часток. Так, наприклад, результати, що отримані В.І. Бабієм з колегами, що були наведені на початку [1-3], виконувалися на установці, подібній до тої, принципова схема якої наведена на рис. 5.

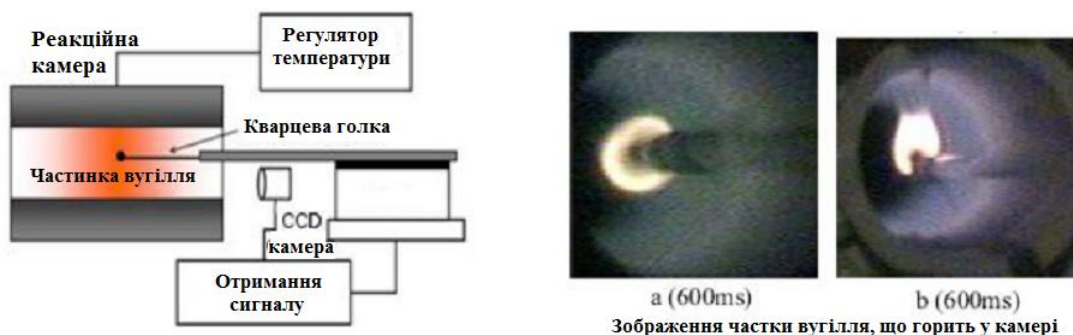


Рисунок 5 - Схема дослідницької установки з можливістю генерації мікрогравітації [12]

Показана на рис. 5 схема, як і багато подібних, має свої переваги та недоліки. Окремі з них не дозволяють достатньо адекватно моделювати горіння часток у факелі в топках котлоагрегатів або в потоці дуття доменної печі (в технології з вдуванням пиловугільного палива через горн), хоча із певними застереженнями окремі висновки та екстраполяції можливі.

Інші концепції побудови установок для подібних досліджень передбачають, наприклад, введення проби палива до реакційної камери, що є «точкою відліку» в досліді (рис. 6), «поштучне» введення часток палива до реакційної камери із контрольованою газовою атмосферою (рис. 7) та інші принципи.

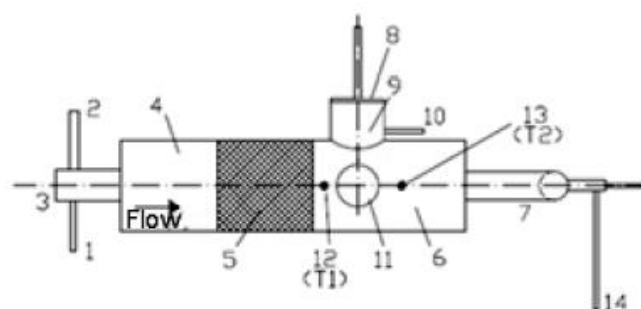


Рисунок 6 - Реактор періодичної дії [13]:

1 – вхід пропану; 2 – вхід повітря/O₂; 3 – пальник; 4 – камера згоряння;
5 – керамічний наповнювач; 6 – камера реактора; 7 – вихід газів; 8 – кришка з поршнем; 9 – камера охолодження; 10 – вхід охолоджуючого газу; 11 – оглядове вікно;
12, 13 – термопари; 14 – відбір газу.

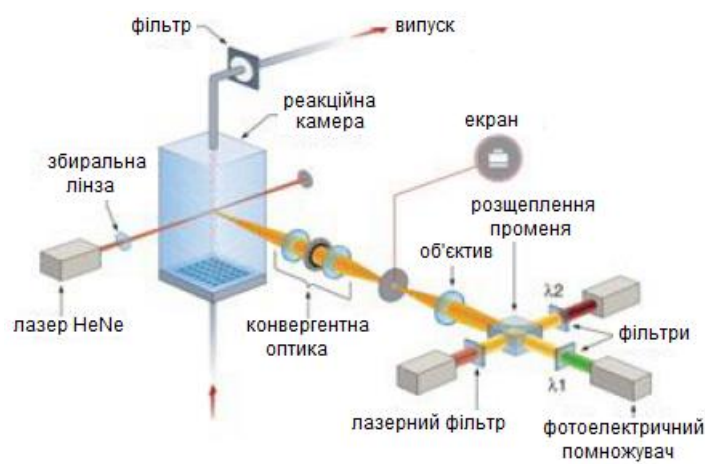


Рисунок 7 - Проточний реактор Sandia [14]

Найбільш близьким за будовою та принципом дії до дослідної установки, що використовувалася авторами, є концепт, показаний на рис. 8, а.

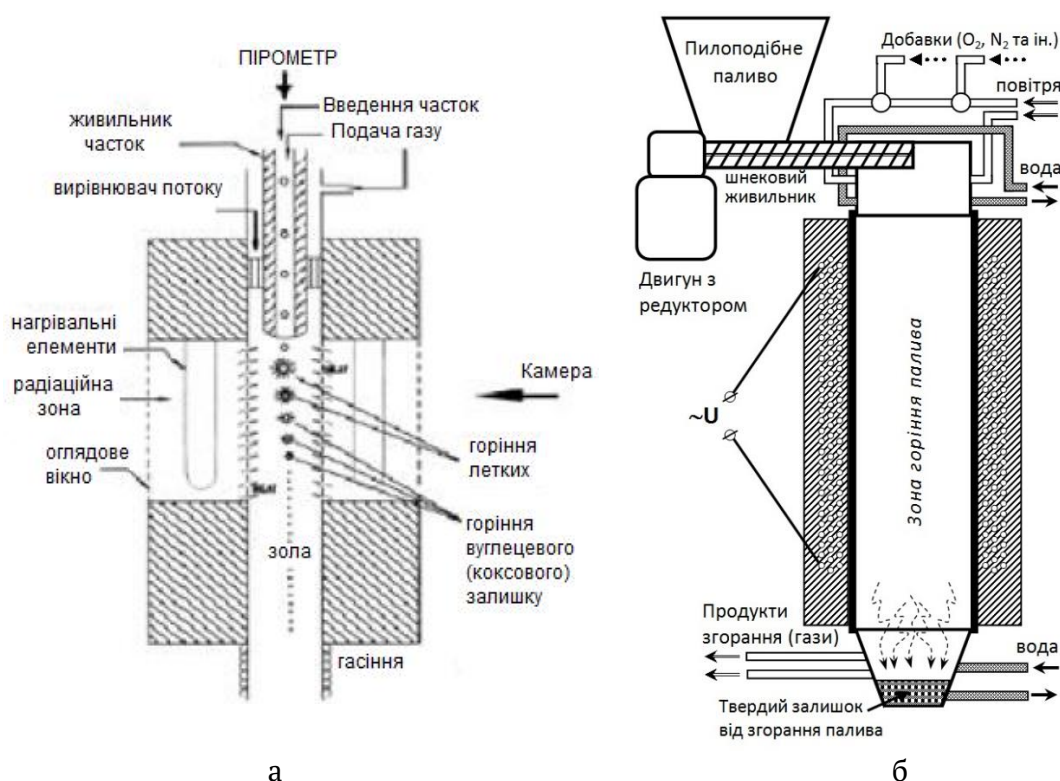


Рисунок 8 - Дослідницькі установки типу «вертикальна трубчаста піч» (drop tube furnace): а – стенд для дослідження поодиноких частинок в Північно-східному університеті, Бостон [11]; б – установка для досліджень горіння пилоподібного палива, що використовувалася авторами [15, 16]

На рис. 5-8 показані лише деякі конструктивні рішення та методичні підходи щодо дослідження горіння часток пилоподібного палива – як поодиноких (рис. 5, 8,а), так і в потоці (рис. 6, 7 та 8,б). У науковій періодиці оприлюднено чимало інших подібних методик з тим чи іншим оснащенням, але за загальною суттю ці методики мало відрізняються. Важливим завданням авторів у цьому контексті було уточнення даних щодо особливостей протікання початкових стадій горіння часток твердого палива, в т.ч. відходів різного походження, які вже були названі (деревна тріска, папір і картон, сільськогосподарські відходи, спеціальні енергетичні культури тощо). Як було свого часу доведено у роботі [17], саме початкові стадії горіння пилоподібного палива є вирішальними щодо ефективності його використання в цілому. Тут слід уточнити, що ефективність використання пилоподібного палива (вугілля, торф, лігнін, біомаса різного походження) має дещо різний зміст в енергетиці

та в металургії. В енергетиці критеріями ефективності використання палива можна вважати мінімальний механічний недопал при максимально можливому тепловому к.к.д. процесу горіння і агрегату (горілки) в цілому. В разі вдування в доменні печі ПВП, та його сумішей з легкозаймистими видами твердого палива на перший план виходять максимально можлива витрата палива з максимально можливим коефіцієнтом заміни коксу при збереженні стабільного ходу доменної печі та керованості й передбачуваності процесу в цілому.

Сировиною, з якої виготовляють ПВП для вдування в доменні печі, зазвичай було і залишається дотепер кам'яне вугілля. Як правило, - непридатне для коксування, але з високим вмістом вуглецю (антрацит, пісне та ін.) і якомога низькою кількістю золи та шкідливих домішок. Наприкінці минулого століття на європейських заводах концерну Thissen Shtahl AG (зараз – ThyssenKrupp AG) та деяких інших було успішно випробувано і впроваджено вдування вугільних сумішей, додаючи до основного компонента ПВП певну кількість вугілля з високим виходом летких речовин [18].

В монографії А. Carpenter наводяться приклади вдування в доменну піч сумішей ПВП з вугіллям з високим виходом летких, а також з відходами пластмас. Щодо останніх висловлюється теза, що взаємодія між вугіллям та відходами пластмас може сприяти підвищенню ефективності згоряння ПВП, а також допоможе максимізувати продуктивність печі, водночас зменшуючи витрати та мінімізуючи вплив на навколишнє середовище. Серед проблем з пластмасами вказується складність їх підготовки щодо забезпечення стабільного фракційного та хімічного складу. Відмічається також, що досі не існує стандартних випробувань для визначення реакційної здатності вугілля або відходів пластмас в умовах доменної печі [19].

З початку 2000-х дедалі частіше з'являються публікації з результатами досліджень, присвячених вивченню горіння відносно нових видів палива, таких як біомаса різного походження та її похідні, побутові відходи на зразок гуми або пластмаси. Так, наприклад, перспективні інновації в Японії передбачають комбіновані сценарії вдування, в яких подрібнена руда або відновлювальні матеріали, такі як біомаса або відходи пластику, вводять в

доменні печі через фурми. Як очікується, подібні технології можуть допомогти вирішити сьогоденні проблеми, пов'язані з викидами вуглекислого газу, виробництвом енергії та доступністю ресурсів [20]. Однак, застосування біомаси в металургійній промисловості все ще обмежене, а дані щодо її масового використання в доменних печах відсутні. Враховуючи сучасні світові тенденції, зокрема - Європейський зелений курс і прагнення забезпечення скорочення викидів парникових газів в країнах ЄС на 55 % до 2030 року [21] та відповідні ініціативи уряду України (НВВ2) [22] на думку авторів слід очікувати різкого підвищення інтересу з боку металургів до альтернативних видів палива. Зокрема таких, що мають мінімальний «вуглецевий слід» - біомаса різного походження та водень, як паливний додаток – замітник коксу. На думку авторів спалювання альтернативних видів палива буде найбільш ефективним у разі врахування певних характеристик, пов'язаних з їхньою природою (походженням), зокрема – температурою займання та кінетикою процесу горіння, особливо - його початкових стадій.

Мета дослідження

Метою дослідження було уточнення відомостей щодо початкових стадій горіння пилоподібного палива, а саме з'ясування зв'язку температури займання часток палива від його природи – виду, елементного складу та хімічного складу газів, що виділяються на стадії дегазації при нагріванні у безокиснювальному середовищі.

Основний матеріал дослідження

Для виготовлення пилоподібного палива використовували декілька видів вугілля різних ступенів метаморфізму, а також торф і лігнін. Технічний аналіз та елементний склад матеріалів, що використовувалися в дослідженнях, наведені в табл. 1. Вихідне вугілля та інші види палива після сушки піддавалися помелу до пилоподібного стану в кульовому барабанному млині. Помел здійснювався до крупності часток, що задовольняє вимогам щодо фракційного складу ПВП для вдування в доменні печі. Контроль фракційного складу пилоподібного палива після помелу здійснювався на вібромеханічних ситах Fritsh Analysette.

Таблиця 1

Технічний аналіз і елементний склад пилоподібного палива

Вид палива	Технічний аналіз, %				Вміст елементів на суху беззолну масу, %				
	W_t^r	A^d	S_t^d	V^{daf}	C	H	O	N	C/H
<u>ВУГІЛЛЯ:</u>									
Антрацит	6,7	17,2	1,26	4,8	94,2	1,3	2,3	0,7	72,5
Пісне	10,0	9,5	1,82	10,6	91,9	3,8	0,6	1,7	24,2
Газове	11,6	11,4	1,66	35,6	80,1	5,2	11,1	1,7	15,4
Торф	55,0	30,6	0,28	62,8	57,6	6,1	33,5	2,5	9,4
Лігнін*	60,0	15,9	0,69	63,8	68,9	9,7	18,0	2,6	7,1

* – продукт переробки (кислотне варіння) сільськогосподарських відходів та деревної тріски

Завданням дослідження було вивчення для палив, що представлені у табл. 1, зв'язку між температурою їхнього займання та складом летких речовин, що виділяються при нагріванні. Одними з перших на подібний зв'язок ще півстоліття тому вказали Л. Богданді та Г. Енгель. Згідно даних, наданих цими авторами, цей зв'язок близький до функціонального (рис. 9).

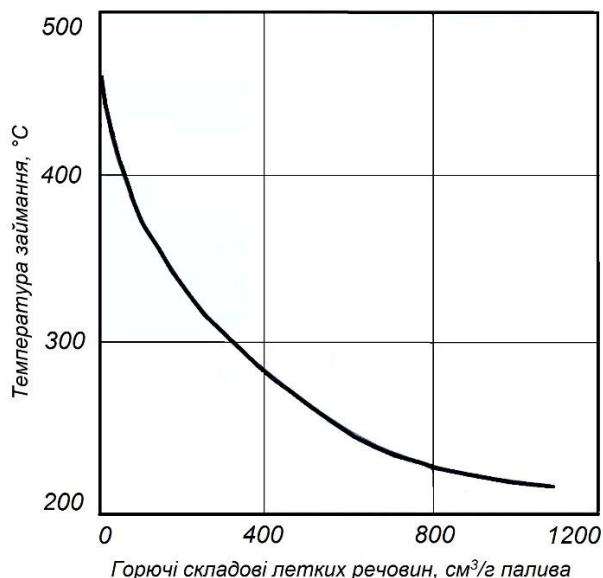


Рисунок 9 - Залежність температури займання від кількості горючих складових у складі летких речовин при нагріванні ПВП у безокиснювальному середовищі [5]

Для вирішення поставленого завдання на спеціально сконструйованій лабораторній установці дослідили склад летких речовин (газів), що виділяються при нагріванні палива у безокиснювальному середовищі.

Попередньо зважені проби палива опускали в спеціально виготовленому контейнері у розігріту до 800 (± 15) °С піч, з внутрішнього простору якої попередньо було видалене повітря (продувка аргоном). Гази, що виділялися в результаті термічної деструкції палива через поглинач (CaCl_2) подавалися з камери-уловлювача на вхід хроматографа «Пошук-2». Отримані результати представлені у табл. 2.

Таблиця 2

Склад газів, що виділилися при нагріванні пилоподібного палива (характеристики наведені в табл. 1) у безокиснювальному середовищі

Гази складі летких	Вміст газів (% об.), що виділилися при нагріванні палива				
	Антрацит	Пісне вугілля	Газове вугілля	Торф	Лігнін
CO_2	52,30	4,61	5,90	30,22	11,62
H_2	27,88	47,57	36,16	23,99	22,17
N_2	-	1,74	1,87	2,30	1,81
CH_4	9,79	43,26	38,59	7,52	28,50
CO	10,03	2,82	17,48	35,97	35,90

Для визначення температури займання досліджуваних зразків палива використовувалася методика ІГС (колишній інститут гірничої справи), наведена в монографії [23]. Зв'язок між температурою займання досліджуваних видів палива та складом летких речовин, що виділяються при їхньому нагріванні, досліджували за допомогою кореляційного аналізу з перевіркою відповідних нуль-гіпотез. Результати досліджень представлено в табл. 3.

Таблиця 3

Результати дослідження окремих властивостей пилоподібного палива (характеристики наведені в табл. 1)

Показники, що визначалися	Вид палива					Коеф. кореляції
	Антрацит	Пісне	Газове	Торф	Лігнін	
Температура займання, °С	419	431	399	315	301	-
Вихід летких речовин, %	4,79	10,6	35,3	62,8	63,8	0,96
Вихід з палива ($\text{H}_2 + \text{CH}_4 + \text{CO}$), $\text{дм}^3/\text{г}$	0,18	0,99	1,49	1,84	2,99	0,86
Вміст CO в горюч. складовій летких, %об	21,03	3,01	18,95	53,32	41,47	0,92
Вміст CO в летких речовинах, %об	10,03	2,82	17,48	35,97	35,90	0,98
Вихід з палива CO, $\times 10 \text{ дм}^3/\text{г}$	3,84	2,99	28,14	97,90	123,89	0,99

Дані, що наведені у табл. 3, свідчать про тісний зворотно-пропорційний зв'язок між температурою займання палива з виходом летких речовин – відповідний коефіцієнт кореляції склав 0,96. Ці дані дозволяють уточнити висновки авторів [5] щодо залежності температури займання від кількості горючих складових у складі летких речовин ПВП, а саме: температура займання палива функціонально залежить від вмісту СО в летких речовинах, вихід якого з палива може бути одним з важливих критеріїв при оцінці горючості (займистості).

Слід зазначити, що температура займання тісно (прямо пропорційно) пов'язана з часом до займання – чим вищою вона є, тим довше триває стадія прогріву часток палива до займання летких речовин (див. формулу 1 на початку), що було експериментально підтверджено на дослідній установці для високошвидкісного DTA [24].

В дослідженнях, результати яких оприлюднено у [25], було показано можливість інтенсифікації процесу горіння ПВП шляхом додавання до його складу вугілля з високим виходом летких речовин та уточнено окремі важливі аспекти. Горіння потоку часток пилоподібного палива у названих дослідженнях здійснювалося авторами на установці типу «вертикальна трубчаста піч», опис якої вперше був оприлюднений в роботі [26]. Пізніше цю установку було удосконалено з метою усунення окремих недоліків і розширення можливостей щодо моделювання заключних стадій горіння ПВП [15]. Принципова (спрощена) схема установки наведена на рис. 8,б.

Технічний аналіз вихідного палива, а також аналіз залишку після його горіння проводили згідно вимог відповідних стандартів [27, 28] та з використанням вдосконаленої методики [15], за якою обчислювали т.з. «повноту згорання» для того чи іншого палива. В результаті було встановлено тісний зв'язок між температурою займання палива та повнотою його згорання на початкових стадіях, але аналіз отриманих у цих дослідженнях даних потребує окремого розгляду та обговорення.

5. Висновки і перспективи подальших досліджень

Аналіз розвитку методології дослідження горіння пилоподібного палива за останні півстоліття та результатів відповідних досліджень показує, що на сьогодні сформовані чіткі уявлення щодо процесу горіння як поодиноких паливних часток, так і горіння їх у факелі. Перш за все це стосується поділу процесу горіння твердого пилоподібного палива на стадії, що мають свої характеристики та певний вплив на ефективність використання (спалювання) палива в цілому. Окремими дослідженнями показано, що для деяких видів палива поділ на стадії процесу горіння часток є вельми умовним, оскільки через природу (походження) паливної сировини окремі стадії можуть накладатися одна на одну або взагалі бути відсутні. Тим не менше, на думку авторів, з методичної точки зору такий підхід залишається актуальним для будь якого палива, особливо у випадках, коли спалювання вимагає максимально повного згорання великої маси за короткий проміжок часу.

Незалежно від критеріїв ефективності використання палива для розробки найбільш ефективних технологій його спалювання слід враховувати не тільки специфіку (умови) тих чи інших агрегатів та процесів, але й природу (походження) паливної сировини, що використовується, оскільки вона безпосередньо визначає фізико-хімію процесу горіння.

Підтверджені авторами дані щодо тісного зв'язку між температурою займання палива та виходом з нього летких речовин дозволяють уточнити, що температура займання палива функціонально залежить від вмісту СО в летких речовинах, вихід якого з палива може бути одним з важливих критеріїв при оцінці його горючості (займистості).

На думку авторів температура займання може використовуватися як параметр, який слід враховувати (а в окремих випадках – визначати), оскільки вона тісно пов'язана як з часом до займання часток палива, так і з повнотою його згорання на початкових стадіях.

ЛІТЕРАТУРА

1. Бабій В.І., Іванова І.П. Про температуру вугільних частинок при горінні // Теплоенергетика, 1968. – №2. – С. 34-37.

2. Бабій В.І., Куваєв Ю.Ф. Горіння вугільного пилу і розрахунок пиловугільного факелу. – Енергоатоміздат, 1986. 209 с.
3. Бабій В.І., Іванова І.П. Тривалість займання і горіння часток пилу різних марок вугілля // В кн.: Горіння твердого палива (Праці III конф. з горіння твердого палива). – Новосибірськ: Наука, 1969. – С. 82-92.
4. Riazia J et al. Ignition and combustion of single particles of coal and biomass // Fuel (2017), <http://dx.doi.org/10.1016/j.fuel.2017.04.011>
5. Богданді Л., Енгель Г.Ю. Відновлення залізних руд. Пер. з нім. – Металургія, 1971. – 519 с.
6. Jappe Frandsen F., Wu H., Glarborg, P. et al. (2011). DTU Research Database. PSO Project 10085: Final Report – Co-Firing of Coal and RDF in Suspension. DTU Chemical Engineering. https://backend.orbit.dtu.dk/ws/portalfiles/portal/58570614/prod21378460578762.R1202_PSO_Project_10085_Co_Firing_of_Coal_and_RDF_in_Suspension.pdf
7. Variny, M., Varga, A., Rimár, M. et al. Advances in Biomass Co-Combustion with Fossil Fuels in the European Context: A Review. Processes 2021, 9, 100. <https://doi.org/10.3390/pr9010100>
8. Marek Ewa, Stańczyk Krzysztof. Case studies investigating single coal particle ignition and combustion // Journal of Sustainable Mining. Vol. 12 (2013), No. 3, pp. 17–31. <https://doi.org/10.7424/jsm130303>
9. Khatami R., Stivers C., Joshi K. et al. (2012) Combustion behavior of single particles from three different coal ranks and from sugar cane bagasse in O₂/N₂ and O₂/CO₂ atmospheres // Combustion and Flame Vol. 159, pp. 1253–1271. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2011.09.009>
10. Xiaojing Bai, Gang Lu, Tom Bennet et al. Combustion behavior profiling of single pulverized coal particles in a drop tube furnace through high-speed imaging and image analysis // Experimental Thermal and Fluid Science 85 (2017) 322–330. <http://dx.doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2017.03.018>
11. Levendis Y.A., Joshi K., Khatami R. et al. Combustion behavior in air of single particles from three different coal ranks and from sugarcane bagasse. Combustion and Flame. (2011) Vol. 158, pp. 452–465. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2010.09.007>
12. Tang G., Zhang H., Zhu M. et al. Experimental Study on the Ignition Process of Single Coal Particles at Microgravity // Microgravity Science and Technology. (2010) Vol. 22, pp. 27–35. <https://doi.org/10.1007/s12217-008-9101-9>
13. Ponzio A., Senthooorselvan S., Yang W. et al. Ignition of single coal particles in high-temperature oxidizers with various oxygen concentrations // Fuel (2008): Vol. 87, pp. 974–998. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2007.06.027>
14. Murphy J.J., Shaddix C.R. (2006): Combustion kinetics of coal chars in oxygen-enriched environments // Combustion and Flame Vol. 144, pp. 710–729. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2005.08.039>
15. Ступак Ю.О. Вивчення процесу горіння пиловугільного палива у лабораторних умовах // Изв. вузів. Чорна металургія. 1993. №8. С. 35-36.
16. Ступак Ю.О. Про деякі особливості лабораторних досліджень процесу горіння пилоподібного палива / В мат-лах міжнародної науково-практичної конференції «Інформаційні технології в металургії та машинобудуванні - ІТММ'2021» (16 – 18 березня 2021 р., Дніпро, Україна). – Дніпро: НМетАУ, 2021. –С. 47-52. <https://doi.org/10.34185/1991-7848.itmm.2021.01.006>
17. Ступак Ю.О. Розробка методів інтенсифікації горіння твердих додатків, що містять вуглець, у доменній печі. Дисс. на здобуття наук. ст. канд. техн. наук зі спец. 06.16.02. – Дніпропетровськ, 1994. – 205 с.

18. Gudenau H. Kohlenstaubeinblasen in den Hochofen - Steuerung der Einblasrate durch den Einsatz von Kohlemischungen / H.W. Gudenau, B. Korthas, R. Kiesler, L. Birkhauser // Stahl und Eisen. – 1990. – №11. – P. 35-40.
19. Carpenter A. Injection of coal and waste plastics in BF's // United States Energy Association (USEA). (2010) <http://surl.li/spixc>
20. Clean Coal Technologies in Japan. Technological Innovation in the Coal Industry. 2nd Edition. NEDO. Kawasaki City, 2015. 148 p. <https://www.nedo.go.jp/content/100861237.pdf>
21. Commission welcomes completion of key 'Fit for 55' legislation, putting EU on track to exceed 2030 targets // European Commission official portal. – [Electronic resource]. – Access mode: https://ec.europa.eu/commission/presscorner/detail/en/IP_23_4754
22. The government approved the goals of Ukraine's climate policy until 2030 // Government portal: The single web portal of the executive authorities of Ukraine. – [Electronic resource]. – Access mode: <https://www.kmu.gov.ua/news/uryad-shvaliv-cili-klimatichnoyi-politiki-ukrayini-do-2030-roku>
23. Скляр М.Г., Тютюнников Ю.В. Хімія твердих горючих копалин. – К.: Вища школа, 1985. – 247 с.
24. Ступак Ю.О. Метод диференційного термічного аналізу в дослідженнях деструкції твердого пилоподібного палива за високої швидкості нагрівання / В мат-лах міжнар. наук.-практ. конф. «Інформаційні технології в металургії та машинобудуванні - ITMM'2024» (10 – 11 квітня 2024 р., Дніпро, Україна). – Дніпро: УДУНТ, 2024. – С. 81-89. DOI: 10.34185/1991-7848.itmm.2024.01.014
25. Stupak Yu., Khokhlova T. (2021) On some aspects of the study of pulverized coal and fuel mixtures combustion in a drop tube furnace. Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. №24. 2021. – С. 119-131. <https://doi.org/10.34185/1991-7848.2021.01.12>
26. Бондаренко П.К. Моделювання процесу горіння пиловугільного палива у фурмі доменної печі / П.К. Бондаренко, В.І. Котов, Ю.О. Ступак // Изв. вузов. Чорна металургия. – №7. – 1990. – С.103.
27. Вугілля. Технічний аналіз : ДСТУ ISO 17246:2010. [Чинний від 2012-01-07] . – Київ: Держспоживстандарт України, 2014. – 4 с.
28. Паливо тверде мінеральне. Методи визначення зольності. ГОСТ 11022-95 (ISO 1171-97). [Чинний від 1997-07-01]. – Мінськ: ВПК «Вид-во стандартів», 1996. – 8 с.

REFERENCES

1. Babii V.I., Ivanova I.P. Pro temperaturu vuhilnykh chastynok pry horinni // Teploenerhetyka, 1968. – №2. – S. 34-37.
2. Babii V.I., Kuvaiev Yu.F. Horinnia vuhilnoho pyly i rozrakhunok pylovuhilnoho fakelu. – Enerhoatomizdat, 1986. 209 s.
3. Babii V.I., Ivanova I.P. Tryvalist zaimannia i horinnia chastok pyly riznykh marok vuhillia // V kn.: Horinnia tverdoho palyva (Pratsi III konf. z horinnia tverdoho palyva). – Novosybirsk: Nauka, 1969. – S. 82-92.
4. Rianza J et al. Ignition and combustion of single particles of coal and biomass // Fuel (2017), <http://dx.doi.org/10.1016/j.fuel.2017.04.011>
5. Bohdandi L., Enhel H.Iu. Vidnovlennia zaliznykh rud. Per. Z nim. – Metalurhiia, 1971. – 519 s.
6. Jappe Frandsen F., Wu H., Glarborg, P. et al. (2011). DTU Research Database. PSO Project 10085: Final Report – Co-Firing of Coal and RDF in Suspension. DTU Chemical Engineering. https://backend.orbit.dtu.dk/ws/portalfiles/portal/58570614/prod21378460578762.R1202_PSO_Project_10085_Co_Firing_of_Coal_and_RDF_in_Suspension.pdf

7. Variny, M., Varga, A., Rimár, M. et al. Advances in Biomass Co-Combustion with Fossil Fuels in the European Context: A Review. *Processes* 2021, 9, 100. <https://doi.org/10.3390/pr9010100>
8. Marek Ewa, Stańczyk Krzysztof. Case studies investigating single coal particle ignition and combustion // *Journal of Sustainable Mining*. Vol. 12 (2013), No. 3, pp. 17–31. <https://doi.org/10.7424/jsm130303>
9. Khatami R., Stivers C., Joshi K. et al. (2012) Combustion behavior of single particles from three different coal ranks and from sugar cane bagasse in O₂/N₂ and O₂/CO₂ atmospheres // *Combustion and Flame* Vol. 159, pp. 1253–1271. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2011.09.009>
10. Xiaojing Bai, Gang Lu, Tom Bennet et al. Combustion behavior profiling of single pulverized coal particles in a drop tube furnace through high-speed imaging and image analysis // *Experimental Thermal and Fluid Science* 85 (2017) 322–330. <http://dx.doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2017.03.018>
11. Levendis Y.A., Joshi K., Khatami R. et al. Combustion behavior in air of single particles from three different coal ranks and from sugarcane bagasse. *Combustion and Flame*. (2011) Vol. 158, pp. 452–465. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2010.09.007>
12. Tang G., Zhang H., Zhu M. et al. Experimental Study on the Ignition Process of Single Coal Particles at Microgravity // *Microgravity Science and Technology*. (2010) Vol. 22, pp. 27–35. <https://doi.org/10.1007/s12217-008-9101-9>
13. Ponzio A., Senthooorselvan S., Yang W. et al. Ignition of single coal particles in high-temperature oxidizers with various oxygen concentrations // *Fuel* (2008): Vol. 87, pp. 974–998. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2007.06.027>
14. Murphy J.J., Shaddix C.R. (2006): Combustion kinetics of coal chars in oxygen-enriched environments // *Combustion and Flame* Vol. 144, pp. 710–729. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2005.08.039>
15. Stupak Yu.O. Vyvchennia protsesu horinnia pylovuhilnoho palyva u laboratornykh umovakh // *Izv. vuziv. Chorna metalurhiia*. 1993. №8. S. 35–36.
16. Stupak Yu.O. Pro deiaki osoblyvosti laboratornykh doslidzhen protsesu horinnia pylopodibnoho palyva / V mat-lakh mizhnarodnoi naukovo-praktychnoi konferentsii «Informatsiini tekhnolohii v metalurhii ta mashynobuduvanni - ITMM'2021» (16 – 18 bereznia 2021 r., Dnipro, Ukraina). – Dnipro: NMetAU, 2021. –S. 47-52. <https://doi.org/10.34185/1991-7848.itmm.2021.01.006>
17. Stupak Yu.O. Rozrobka metodiv intensyfikatsii horinnia tverdykh dodatkov, shcho mistiat vuhlets, u domennii pechi. Dyss. na zdobuttia nauk. st. kand. tekhn. nauk zi spets. 06.16.02. – Dnipropetrovsk, 1994. – 205 s.
18. Gudenau H. Kohlenstaubeinblasen in den Hochofen - Steuerung der Einblasrate durch den Einsatz von Kohlemischungen / H.W. Gudenau, B. Korthas, R. Kiesler, L. Birkhauser // *Stahl und Eisen*. – 1990. –№11. – P. 35-40.
19. Carpenter A. Injection of coal and waste plastics in BFs // *United States Energy Association (USEA)*. (2010) <http://surl.li/spixc>
20. Clean Coal Technologies in Japan. Technological Innovation in the Coal Industry. 2nd Edition. NEDO. Kawasaki City, 2015. 148 p. <https://www.nedo.go.jp/content/100861237.pdf>
21. Commission welcomes completion of key 'Fit for 55' legislation, putting EU on track to exceed 2030 targets // *European Commission official portal*. – [Electronic resource]. – Access mode: https://ec.europa.eu/commission/presscorner/detail/en/IP_23_4754
22. The government approved the goals of Ukraine's climate policy until 2030 // *Government portal: The single web portal of the executive authorities of Ukraine*. – [Electronic resource]. –

- Access mode: <https://www.kmu.gov.ua/news/uryad-shvaliv-cili-klimatichnoyi-politiki-ukrayini-do-2030-roku>
23. Skliar M.H., Tiutiunnykov Yu.V. Khimiia tverdykh horiuchykh kopalyn. –K.: Vyshcha shkola, 1985. – 247 s.
24. Stupak Yu.O. Metod dyferentsiinoho termichnoho analizu v doslidzhenniakh destrukttsii tverdoho pylopodibnoho palyva za vysokoi shvydkosti nahrivannia / V mat-lakh mizhnar. nauk.-prakt. konf. «Informatsiini tekhnolohii v metalurhii ta mashynobuduvanni - ITMM'2024» (10 – 11 kvitnia 2024 r., Dnipro, Ukraina). – Dnipro: UDUNT, 2024. –S. 81-89. DOI: 10.34185/1991-7848.itmm.2024.01.014
25. Stupak Yu., Khokhlova T. (2021) On some aspects of the study of pulverized coal and fuel mixtures combustion in a drop tube furnace. Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. №24. 2021. – С. 119-131. <https://doi.org/10.34185/1991-7848.2021.01.12>
26. Bondarenko P.K. Modeliuvannia protsesu horinnia pylovuhilnoho palyva u furmi domennoi pechi / P.K. Bondarenko, V.I. Kotov, Yu.O. Stupak // Izv. vuzov. Chorna metalurhiia. –№7. – 1990. –S.103.
27. Vuhillia. Tekhnichniy analiz : DSTU ISO 17246:2010. [Chynnyi vid 2012–01–07] . – Kyiv: Derzhspozhyvstandart Ukrainy, 2014. – 4 s.
28. Palyvo tverde mineralne. Metody vyznachennia zolnosti. HOST 11022-95 (ISO 1171-97). [Chynnyi vid 1997–07–01]. – Minsk: VPK «Vyd-vo standartiv», 1996. –8 s.

Received 13.02.2024.

Accepted 18.03.2024.

UDC 669.162.22+267.4

T.Khokhlova, Y.Stupak

STUDY OF THE DUSTY SOLID FUEL COMBUSTION AND THE INFLUENCE OF ITS INDIVIDUAL PROPERTIES ON THE COURSE OF THE COMBUSTION INITIAL STAGES

The article discusses separate methodological approaches to modeling the combustion of pulverized fuel in laboratory conditions, which have been developed over the past decades, and separate results of research into the combustion of individual particles using high-speed photo and video recording. It is shown that today clear ideas have been formed regarding the process of burning both individual fuel particles and their burning in a torch. It is noted that for some types of fuel, the division of the combustion process of particles into stages is very conditional, because due to the nature (origin) of the fuel raw materials, individual stages may overlap one another or be absent altogether. The thesis is put forward that, regardless of the criteria for the efficiency of fuel use, for the development of the most effective technologies for its combustion, not only the specifics (conditions) of certain units and processes, but also the nature (origin) of the fuel raw materials used, as it directly determines physics and chemistry of the combustion process. The authors experimentally confirmed a close relationship between the ignition temperature of the fuel and the release

of volatile substances from it, in particular, it was found that the ignition temperature of the fuel functionally depends on the content of CO in volatile substances, the release of which from the fuel can be one of the important criteria when assessing its flammability. The thesis is put forward about the expediency of using the "ignition temperature" parameter as such, which should be taken into account (and in some cases - determined), since it is closely related to both the time to ignition of fuel particles and the completeness of its combustion in the initial stages, which was proved experimentally.

Keywords: pulverized fuel, stages of combustion, single fuel particles, biofuel, release of volatile substances, ignition temperature, completeness of combustion

Ступак Юрій Олександрович – кандидат технічних наук, доцент, завідувач кафедри теорії, технології та автоматизації металургійних процесів, Український державний університет науки і технологій, Нікопольський факультет, м Дніпро. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7199-057X>

Хохлова Тетяна Станіславівна – кандидат технічних наук, професор, професор кафедри термічної обробки металів ім. К.Ф.Стародубова, декан факультету, Український державний університет науки і технологій, Нікопольський факультет, м Дніпро. ORCID: <http://orcid.org/orcid.org/0000-0002-1711-0404>

Stupak Yurii - Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Head of the Department of Theory, Technology and Automation of Metallurgical Processes, Ukrainian State University of Science and Technologies, Nikopol Faculty, Dnipro ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7199-057X>

Khokhlova Tatyana - Candidate of Technical Sciences, Professor, Professor of the Department of Heat Treatment of Metals named after K.F. Starodubov, Dean of the Faculty, Ukrainian State University of Science and Technologies, Nikopol Faculty, Dnipro ORCID: <http://orcid.org/orcid.org/0000-0002-1711-0404>

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.10

УДК 669.173 + 544–971

С.П. Пантейков, Я.І. Бондаренко, А.А. Романенко, І.І.Узунов

АНАЛІЗ ПРОЦЕСІВ СТУПІНЧАСТОГО ВІДНОВЛЕННЯ МАРГАНЦЮ З ЙОГО ДІОКСИДУ ГАЗОМ СО І ГАЗИФІКАЦІЇ ТВЕРДОГО ВУГЛЕЦЮЗ ПОЗИЦІЙ ТЕРМОДИНАМІКИ

Анотація. У статті наведені результати термодинамічної оцінки перебігу хімічних реакцій ступінчастого відновлення марганцю з його діоксиду газом–відновником СО і газифікації твердого вуглецю. Метою роботи є визначення умов перебігу кожної хімічної реакції і значень їх граничних (рівноважних) температур за допомогою виразів з літературних джерел та отриманих формул для розрахунку вільної енергії Гіббса залежно від температури. Підтверджені та теоретично обґрунтовані положення про можливість перебігу при певних температурах реального процесу у відновних печах реакцій непрямого відновлення Mn_2O_3 з MnO_2 , Mn_3O_4 з Mn_2O_3 , MnO з Mn_3O_4 за рахунок газу СО і реакції Белла–Будуара, а також про неможливість перебігу у відновлювальних печах реакції непрямого відновлення Mn з MnO газом СО.

Ключові слова: відновлення, оксид марганцю, монооксид вуглецю, хімічна реакція, газифікація вуглецю, ентальпія, ентропія, енергія Гіббса, гранична температура, термодинаміка, реакція Белла–Будуара.

Вступ

При виплавці переробних чавунів марганець у доменну піч потрапляє із застосовуваною сировиною – агломератом, а іноді – і в складі доданих невеликих кількостей марганцевих руд, а при виплавці феромарганцю – у складі марганцевого агломерату або марганцевих руд. У давнину при виплавці сталевих криці в сиродутних горнах і стрічкових печах як сировину використовували різні залізні руди, які також містили у своєму складі марганець.

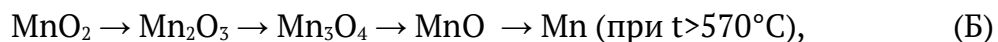
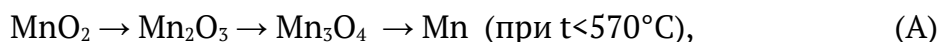
© Пантейков С.П., Бондаренко Я.І., Романенко А.А., Узунов І.І., 2024

Марганець у рудах знаходиться головним чином у вигляді MnO_2 , Mn_2O_3 і Mn_3O_4 , а в агломераті – у вигляді силікатів марганцю $\text{MnO}\cdot\text{SiO}_2$ і $(\text{MnO})_2\cdot\text{SiO}_2$.

Термодинаміка процесів термічного відновлення металевого Mn з його оксидів MnO_2 , Mn_2O_3 , Mn_3O_4 та MnO різними відновниками становить значний практичний інтерес при розробці та впровадженні технологій прямого відновлення із залізовмісної сировини заліза – рідкого чавуну або його альтернативного аналога (заліза DRI, HBI та LRI), також, що більш переважно, безпосередньо сталі (чого до теперішнього часу, на жаль, не було досягнуто, незважаючи на численні спроби це зробити протягом останніх понад 60 років). Це важливо для підвищення ступеня ресурсозбереження технологій прямого отримання заліза за рахунок збільшення в ньому вмісту марганцю, дозволяючи знижувати при цьому витрату марганцевмісних феросплавів і матеріалів.

Зазначені процеси відновлення марганцю (так само, як заліза та інших металів) відносяться до складних гетерогенних фізико-хімічних процесів, в яких беруть участь речовини в твердих, рідких і газоподібних станах. Як відновники марганцю з його оксидів (руди, агломерату, котунів тощо) зазвичай використовують речовини, що мають більш високий ступінь хімічної спорідненості до кисню [1], ніж Mn і його оксиди.

Відомо [2], що процес відновлення марганцю з його оксидів протікає ступінчасто – відповідно до принципу послідовних перетворень, тобто шляхом послідовного переходу від вищого оксиду до нижчого, від нижчого до ще нижчого, а в самому кінці – від найнижчого оксиду до металевого марганцю:



Металургів, як правило, цікавить високотемпературна схема (B) відновлення марганцю.

Вважається, що цей процес ступінчастого відновлення марганцю міг проходити як у древніх сиродутних печах, так і проходить у сучасних доменних та інших відновних печах за рахунок взаємодії оксидів марганцю з твердим вуглецем C (пряме відновлення) деревного вугілля або коксу відповідно, а

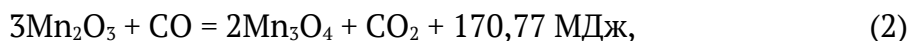
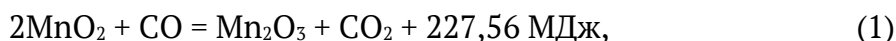
також з відновлювальними газами (непряме відновлення) CO і H₂ (якщо останній присутній в атмосфері печі як відновник) [3].

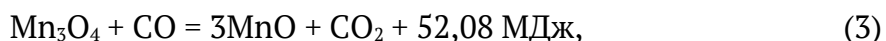
Постановка проблеми.

Незважаючи на наявність значної кількості робіт інших авторів щодо відновлення марганцю газом CO попередній термодинамічний аналіз умов перебігу всіх реакцій ступінчастого відновлення Mn, як і термодинамічний аналіз реакції газифікації твердого вуглецю, з побудовою графічних залежностей не проводилися, хоча формули для розрахунку вільної енергії Гіббса та констант рівноваги всіх цих реакцій у літературі є. Однак такий термодинамічний аналіз необхідний, оскільки дозволяє визначати діапазон допустимих значень температур перебігу кожної із зазначених реакцій, що з позицій другого початку термодинаміки дозволило б з упевненістю констатувати про можливість (або неможливість) їх існування при реальних температурах металургійного процесу, з'ясувавши при цьому, що ж буде відновником на кожній стадії ступінчастого процесу відновлення марганцю, і визначити чисельні значення рівноважних (названих у статті граничними) температур, вище або нижче за які можливі процеси в кожній стадії відновлювальної схеми (Б) та газифікації твердого вуглецю для збільшення концентрації CO у пічних газах.

Аналіз останніх досягнень та публікацій. Зважаючи на наявність у шахтних протиточних відновлювальних печах для отримання заліза із залізовмісної сировини (сиродутних горнах, штюкофенах, блауофенах, доменних печах тощо) завантажуваного до них коксу або деревного вугілля, утворюється значна кількість відновлювального газу CO в результаті неповного (тобто при нестачі кисню) горіння вуглецю, що міститься у зазначених матеріалах, за реакцією: $2C + O_2 = 2CO$.

Відомо [2], що при відновленні марганцю в рудно-термічних шахтних печах під впливом газу-відновника CO з кожного більш вищого оксиду марганцю можна відновити його наступний нижчий оксид:





Чітка точка зору про умови перебігу зазначених відновлювальних процесів у металургійній науці до сьогоднішнього дня відсутня.

За однією версією [4] Mn_2O_3 та частково Mn_3O_4 відновлюється з MnO_2 на верхніх горизонтах засипу при 300–400°C з виділенням тепла. Відновлення решти Mn_3O_4 і MnO відповідно за реакціями (2) і (3) відбувається в шахті печі при 400–800°C. При використанні марганцевистого агломерату оксиди марганцю (Mn_3O_4 та MnO) відновлюються при агломерації.

За другою версією [5] відновлення Mn_2O_3 з MnO_2 починається при 500°C або за більш низької температури. Приблизно при цих же температурах віддає свій кисень оксид Mn_2O_3 , утворюючи оксид Mn_3O_4 . Mn_3O_4 – міцніший оксид, тому з нього MnO відновлюється в інтервалі температур 570–1050°C. При цьому частина Mn_3O_4 і частина MnO відновлюється відповідно з MnO_2 та Mn_2O_3 . Оксид Mn_3O_4 зазвичай випаровується (вірніше спочатку виганяється металевий Mn , а у верхніх горизонтах він окислюється до Mn_3O_4 і в такому вигляді йде з печі).

За третьою версією [6] вищі оксиди марганцю (Mn_2O_3 і Mn_3O_4) відновлюються практично до кінця вже при 400–500°C. Відновлення MnO з Mn_3O_4 перебігає в інтервалі 600–1000°C.

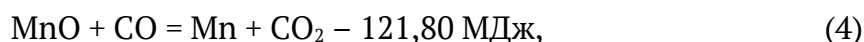
При створенні кінетичної моделі процесу відновлення оксидів Mn газом CO автори роботи [7] вважали, що оксид Mn_3O_4 відновлювався відразу з оксиду MnO_2 , а оксид MnO відновлювався з оксиду Mn_3O_4 за реакцією (3), тобто відновлення оксиду MnO відбувалося не за тристадійною схемою $\text{MnO}_2 \rightarrow \text{Mn}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Mn}_3\text{O}_4 \rightarrow \text{MnO}$ (тобто за реакціями (1)–(3)), а за двостадійною схемою $\text{MnO}_2 \rightarrow \text{Mn}_3\text{O}_4 \rightarrow \text{MnO}$.

Автори роботи встановили [8], що при нагріванні у відновній атмосфері MnO відновлювався з MnO_2 за одну стадію при температурі, що нижча за 550°C, при цьому швидкість цього відновлення залежала від розміру частинок оксиду і концентрації CO . Коли температура досягала 550°C, присутній MnO_2 швидко розкладався до Mn_2O_3 , з якого продовжував відновлюватися MnO , тобто відновлення відбувалося за схемою А за виключенням останньої стадії відновлення металевого марганцю.

Авторами роботи [9] виявлено, що температури відновлення залежать від типу руди, але при 70%CO і 30% CO₂ оксиди марганцю в усіх рудах через 1 годину при температурі 800°C перетворювалися на MnO.

З приводу відновлення Mn з найнижчого оксиду MnO за рахунок газу CO також існують різні теорії [3, 10–20].

За однією з них [10–12] Mn з MnO може відновлюватися газом CO за реакцією непрямого відновлення газом CO [2]:

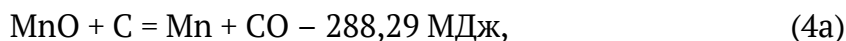


Цю точку зору можна зустріти і у сучасних наукових роботах [21, 22].

За іншою теорією передбачається [3, 6, 13–15], що для перебігу реакції (4) непрямого відновлення марганцю потрібно менше 0,01% CO₂ в газовій фазі, а в реальних умовах відновлювальної плавки це недосяжно; при цьому навіть при невеликих кількостях CO₂ можлива зворотна реакція (4). Тільки на підставі невідповідності реального складу газової фази в відновлювальній печі цим умовам перебігу реакції (4) приймають, що Mn з MnO в реальних умовах може відновлюватися тільки прямим шляхом, тобто за рахунок твердого вуглецю С. Дане положення про вміст CO₂ в газовій фазі було викладено в джерелі [13], з якого автори всіх наступних робіт, очевидно, просто копіювали цю фразу в свої роботи.

Ще одна теорія [2, 4, 5, 16–20] передбачає, що непрямым шляхом (за рахунок газу CO) Mn з MnO відновлюється значно важче, ніж Fe з FeO, тому реакція (4) непрямого відновлення марганцю в умовах реальної відновлювальної плавки практично неможлива, а Mn з MnO відновлюється тільки прямим шляхом, та й то частково.

На підставі двох останніх теорій вважають, що заключна стадія відновлення марганцю з його оксидів – це ендотермічна реакція прямого відновлення Mn з MnO твердим вуглецем С коксу або деревного вугілля [3]:

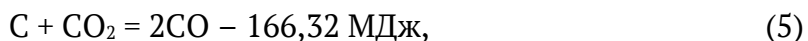


а кількість відновлюваного марганцю, відповідно до зазначеної реакції (4a), істотно зростає з підвищенням температури.

При цьому вказується [4], що термодинамічно здійснення цього процесу в стандартних умовах стає можливим, починаючи з 1430°C, а в доменній печі Mn з MnO відновлюється при частковому зв'язуванні його з вуглецем у вигляді карбиду, і ця обставина забезпечує відновлення марганцю вуглецем за більш низьких температур, ніж 1430°C.

За іншою версією [5] металевий Mn відновлюється твердим вуглецем з MnO, починаючи з 1100°C; у присутності Fe відновлення починається при 1030°C, а помітних кількостях (від 15 до 73%) – при 1200–1400°C, при цьому не зрозуміла «прискорювальна» дія заліза. При відновленні графітом у вакуумі процес починається при температурі 850–900°C і закінчується при 1050°C. В умовах доменної печі Mn не повністю переходить до чавуну – зазвичай переходить 40–60% всього Mn; 5–10% виноситься з газом, а решта йде до шлаку.

Газ CO утворюється у відновній печі не тільки за наведеною вище реакцією горіння твердого вуглецю C при нестачі окислювача, а й за рахунок реакції газифікації твердого вуглецю C [17], більш відомої як реакція Белла-Будуара [3]:



яка є важливою з точки зору забезпечення непрямого відновлення у печі насамперед оксидів Fe, а також оксидів Mn та інших елементів, що містяться в залізних та інших рудах, а також в агломератах [18].

При цьому частина вчених-металургів все ж таки намагається пояснювати реакцію (4а) прямого відновлення *«відновленням марганцю через газову фазу»* (теорія Г.І.Чуфарова) – за рахунок сумарного перебігу реакцій (4) і (5), з яких і виводять реакцію (4а), говорячи про можливість відновлення Mn з MnO газом CO (4) *«в присутності твердого вуглецю»* [10–15, 23]. Таким чином виходить, що пряме відновлення марганцю в доменній печі повністю відсутнє, адже процес прямого відновлення марганцю з MnO (як і заліза з FeO) зводиться до його непрямого відновлення газом CO. Це положення і зараз можна зустріти у конспектах лекцій і навчальних посібниках, що створені для навчання здобувачів металургійного і хімічного напрямків у закладах вищої освіти.

Мета дослідження. Метою даної роботи є термодинамічна оцінка умов перебігу хімічних реакцій процесів ступінчастого відновлення марганцю з його діоксиду газом–відновником CO за схемою (Б) і газифікації твердого вуглецю за реакцією Белла-Будуара за допомогою наявних у технічній літературі виразів та за отриманими рівняннями для розрахунку вільної енергії Гіббса (ізобарно-ізотермічного потенціалу) $D G T^0$ залежно від температури T, порівняння отриманих результатів в обох випадках для уточнення значень граничних температур T_{zp} для кожної хімічної реакції.

Основний матеріал дослідження. Як відомо [24], у будь-якому хімічному процесі одночасно діють два протилежні фактори: ентропійний ($T \cdot \Delta S^0$) та ентальпійний (ΔH^0). Сумарний ефект цих факторів у процесах, що проходять при постійному тиску та певній температурі, визначає змінення (зменшення або збільшення) чисельного значення вільної енергії Гіббса $D G T^0$.

З теорії металургійних процесів [3, 10, 23, 25–28] відомі вирази для знаходження значень констант рівноваги [3, 23, 25, 26] для хімічних реакцій (1)–(4), які дозволяють, використовуючи рівняння ізотерми Вант-Гоффа [10, 24]

$$D G T^0 = -2.3RT \times \lg K_p = -RT \times \ln K_p, \quad (6)$$

отримати вирази для знаходження значень вільної енергії Гіббса $D G T^0$, та безпосередньо формули для розрахунку $D G T^0$ хімічних реакцій (4) і (5) залежно від температури T (у K) [10, 27, 28]:

$$\text{для реакції (1) – } D G T^0 = -23862,508 + 33,840 \cdot T, \text{ Дж/моль CO [3, 25],} \quad (1.1)$$

$$\text{для реакції (2) – } D G T^0 = -214754,255 + 37,498 \cdot T, \text{ Дж/моль CO [3, 25],} \quad (2.1)$$

$$\text{для реакції (3) – } D G T^0 = -10043,871 - 12,222 \cdot T, \text{ Дж/моль CO [3, 25],} \quad (3.1)$$

$$\text{для реакції (4) – } D G T^0 = 102309,463 + 14,384 \cdot T, \text{ Дж/моль CO [3, 25],} \quad (4.1)$$

$$D G T^0 = 102491,000 + 13,855 \cdot T, \text{ Дж/моль CO [10],} \quad (4.2)$$

$$D G T^0 = 102118,230 + 14,342 \cdot T, \text{ Дж/моль CO [23],} \quad (4.3)$$

$$D G T^0 = 124745,000 - 1,840 \cdot T, \text{ Дж/моль CO [26],} \quad (4.4)$$

$$\text{для реакції (5) – } D G T^0 = 172130,000 - 177,46 \cdot T, \text{ Дж/моль CO}_2 \text{ [10, 27],} \quad (5.1)$$

$$D G T^0 = 170821,000 - 174,58 \cdot T, \text{ Дж/моль CO}_2 \text{ [28],} \quad (5.2)$$

Залежності значень вільної енергії Гіббса $D G T^0$ від температури T ($^{\circ}\text{C}$) для реакцій (1)–(5) ілюструє рис. 1, який побудований за значеннями $D G T^0$, що отримані за допомогою виразів (1.1)–(5.2) за даними літературних джерел.

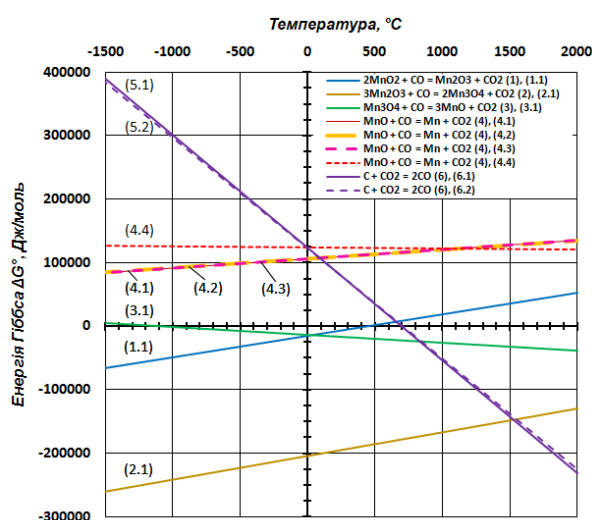


Рисунок 1 – Залежності енергії Гіббса $D G T^0$ від температури T для реакцій (1)–(5), що розраховані з використанням даних з літератури [3, 10, 23–28]

Через те, що дані на рис. 1 мають деяку розбіжність, для хімічних реакцій (1)–(5) був також проведений власний термодинамічний аналіз за отриманими формулами для розрахунку вільної енергії Гіббса $D G T^0$ в залежності від температури T ($^{\circ}\text{K}$).

Отримання формул здійснювалося за методикою, що описана в джерелах [29, 30], із застосуванням табличних значень стандартних ентальпій утворення $\Delta H_{f,298}^0$ та ентропій ΔS_{298}^0 неорганічних речовин, що наводяться в літературі [31]; чисельні значення необхідних з них наведено в табл. 1.

Таблиця 1

Стандартні ентальпії утворення $\Delta H_{f,298}^{\circ}$ і ентропії ΔS_{298}° речовин

Речовина	Стан речовини	$\Delta H_{f,298}^{\circ}$, кДж/моль	ΔS_{298}° , Дж/(моль·К)
MnO ₂	кристалічний	– 521,5	53,1
Mn ₂ O ₃	кристалічний	– 957,72	110,46
Mn ₃ O ₄	кристалічний	– 1387,6	154,81
MnO	кристалічний	– 385,1	61,5
Mn	кристалічний	0	32,0
C	кристалічний (графіт)	0	5,74
CO	газ	– 110,52	197,54
CO ₂	газ	– 393,51	213,67

Методика виведення формул [29, 30] для обчислення значень вільної енергії Гіббса $D G T^0$ в залежності від температури Т полягає в наступному.

Формула для розрахунку значень енергії Гіббса $D G T^0$ будь-якої хімічної реакції в залежності від температури Т знаходиться, виходячи із наслідку закону Гесса [29, 30]:

$$D G T^0 = D H^0 - T \times D S^0, \quad (7)$$

де ΔH° , ΔS° — відповідно ентальпія (Дж/моль) та ентропія (Дж/(моль·К)) аналізованої хімічної системи; їх значення знаходяться за наступними виразами [29, 30]:

$$\Delta H^0 = \sum \Delta H_{\text{прод.}}^0 - \sum \Delta H_{\text{поч.}}^0 = (d \times \Delta H_4^0 + c \times \Delta H_3^0) - (b \times \Delta H_2^0 + a \times \Delta H_1^0), \quad (8)$$

$$\Delta S^0 = \sum \Delta S_{\text{прод.}}^0 - \sum \Delta S_{\text{поч.}}^0 = (d \times \Delta S_4^0 + c \times \Delta S_3^0) - (b \times \Delta S_2^0 + a \times \Delta S_1^0), \quad (9)$$

де $\sum \Delta H_{\text{поч.}}^0$ і $\sum \Delta H_{\text{прод.}}^0$ – сума стандартних ентальпій утворення відповідно початкових речовин і продуктів реакції, Дж/моль; $\sum \Delta S_{\text{поч.}}^0$ і $\sum \Delta S_{\text{прод.}}^0$ – сума стандартних ентропій відповідно початкових речовин та продуктів реакції, Дж/(моль·К); $D H_1^0$, $D H_2^0$, $D H_3^0$, $D H_4^0$ – стандартні ентальпії утворення відповідно початкових речовин і продуктів реакції, Дж/моль (див. табл. 1); $D S_1^0$, $D S_2^0$ і $D S_3^0$, $D S_4^0$ – стандартні ентропії відповідно початкових речовин і продуктів реакції, Дж/(моль·К) (див. табл. 1); a , b , c , d – стехіометричні коефіцієнти хімічної реакції.

Формули для розрахунку значень вільної енергії Гіббса $D G T^0$ реакцій (1)–(5) залежно від температури T (у К), що отримані за зазначеною методикою, відповідно мають вигляд:

$$\text{для реакції (1) – } D G T^0 = -197710 - 20,39 \cdot T, \text{ Дж/моль CO,} \quad (\text{I})$$

$$\text{для реакції (2) – } D G T^0 = -185030 + 5,63 \cdot T, \text{ Дж/моль CO,} \quad (\text{II})$$

$$\text{для реакції (3) – } D G T^0 = -50690 - 45,82 \cdot T, \text{ Дж/моль CO,} \quad (\text{III})$$

$$\text{для реакції (4) – } D G T^0 = 102110 + 13,37 \cdot T, \text{ Дж/моль CO,} \quad (\text{IV})$$

$$\text{для реакції (5) – } D G T^0 = 172470 - 175,67 \cdot T, \text{ Дж/моль CO}_2, \quad (\text{V})$$

Залежність чисельних значень енергії Гіббса $D G T^0$ від температури T (у °С) для хімічних реакцій (1)–(5) за наведеними вище виразами (I)–(V) ілюструє рис. 2.

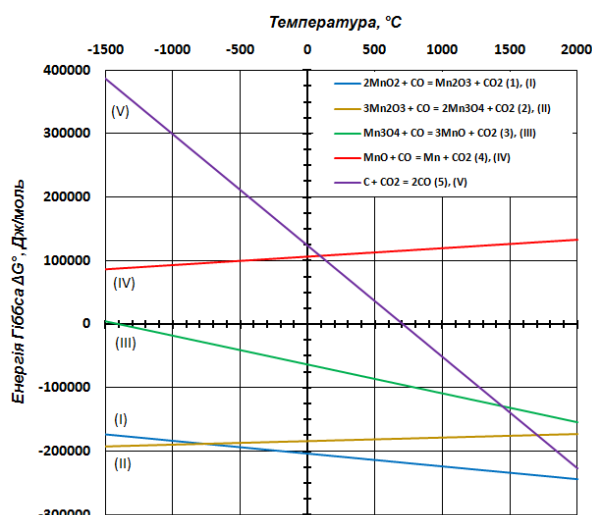


Рисунок 2 – Залежності енергії Гіббса $D G T^0$ від температури T для реакцій (1)–(5), що розраховані за формулами (I)–(V) автора

При цьому чисельні значення граничних температур T_{zp} для реакцій (1)–(5) повинні задовольняти умові рівноваги $D G T^0 = 0$ кожної реакції (1)–(5) як за виразами (I)–(V), так і за рівняннями (1.1), (2.1), (3.1), (4.1)–(4.4), (5.1) і (5.2), а

перебіг зазначених хімічних реакцій у прямому напрямку буде можливим лише за умови $D G T^0 < 0$.

Для наочності отриманих результатів всі знайдені за виразами з літератури і за отриманими формулами теоретичні значення граничних температур T_{cp} для реакцій (1)–(5) і діапазону температур їх перебігу T_{np} занесемо до табл. 2.

Аналіз отриманих результатів. Проаналізуємо графічні залежності, що зображені на рис. 1 та рис. 2, а також дані в табл. 2.

Таблиця 2

Розрахункові (теоретичні) температури T_{cp} і T_{np} для хімічних реакцій (1)–(5)¹

Хімічні реакції	Формули розрахунку $D G T^0$	Розрахункові значення T_{cp} і діапазону T_{np} , °C
$2MnO_2 + CO = Mn_2O_3 + CO_2 + Q_1(1)$	(1.1) (I)	$T_{cp} = 432,157; T_{np} < T_{cp}$ $T_{cp} = -9969,42; T_{np} > T_{cp}$
$3Mn_2O_3 + CO = 2Mn_3O_4 + CO_2 + Q_2(2)$	(2.1) (II)	$T_{cp} = 5454,086; T_{np} < T_{cp}$ $T_{cp} = 32592,009; T_{np} < T_{cp}$
$Mn_3O_4 + CO = 3MnO + CO_2 + Q_3(3)$	(3.1) (III)	$T_{cp} = -1094,773; T_{np} > T_{cp}$ $T_{cp} = -1379,285; T_{np} > T_{cp}$
$MnO + CO = Mn + CO_2 - Q_4(4)$	(4.1) (4.2) (4.3) (4.4) (IV)	$T_{cp} = -7406,556; T_{np} < T_{cp}$ $T_{cp} = -7670,402; T_{np} < T_{cp}$ $T_{cp} = -7393,222; T_{np} < T_{cp}$ $T_{cp} = 67523,196; T_{np} > T_{cp}$ $T_{cp} = -7910,248; T_{np} < T_{cp}$
$C + CO_2 = 2CO - Q_5(5)$	(5.1) (5.2) (V)	$T_{cp} = 696,965; T_{np} > T_{cp}$ $T_{cp} = 705,468; T_{np} > T_{cp}$ $T_{cp} = 708,784; T_{np} > T_{cp}$

¹ Про термодинамічні умови перебігу реакцій (1)–(5) свідчать знаки “>” і “<” між T_{np} і T_{cp}

Проведений термодинамічний аналіз (див. рис. 1 і табл. 2) хімічних реакцій (1)–(5) за існуючими в літературі рівняннями [3, 10, 23–28] для обчислення їх констант рівноваги та вільної енергії Гіббса показав, що:

– перебіг прямої реакції (1) можливий лише при низьких температурах, а саме: нижче за граничну (рівноважну) температуру $432,157^{\circ}\text{C}$, що йде в розріз із твердженнями [5, 9] про відновлення Mn_2O_3 з MnO_2 при $500\text{--}550^{\circ}\text{C}$ (див. вище), а значить ставить під сумнів або ці твердження, або правильність формули (1.1);

– пряма реакція (2) можлива при всіх температурах, які є нижчими за граничну температуру $5454,086^{\circ}\text{C}$, тобто можлива при всіх температурах реального процесу у відновлювальних печах;

– перебіг прямої реакції (3) можливий при всіх температурах понад граничну температуру $-1094,773^{\circ}\text{C}$, тобто можливий при всіх температурах реального процесу у відновлювальних печах;

– прямий напрямок реакції (4) можливий або нижче значень певних граничних температур: $-7393,222^{\circ}\text{C}$ чи $-7406,556^{\circ}\text{C}$, чи $-7670,402^{\circ}\text{C}$ (за одними даними), або вище граничної температури $67523,196^{\circ}\text{C}$ (за іншими даними), тобто в обох випадках є неможливим при всіх температурах реального процесу у відновлювальних печах, при цьому правильність формули (4.4) викликає деякі сумніви через дещо інший характер її лінії порівняно з лініями формул (4.1)–(4.3);

– пряма реакція (5) можлива тільки при температурах, які за значенням є вище визначених граничних температур: $696,965^{\circ}\text{C}$ або $705,468^{\circ}\text{C}$, тобто можлива при помірних і високих температурах реального процесу у відновлювальних печах.

Термодинамічний аналіз (див. рис. 2 і табл. 2) за отриманими (виведеними) формулами (I)–(V) для розрахунку вільної енергії Гіббса $D G T^0$ показав дещо іншу картину:

– перебіг прямої реакції (1) можливий при всіх температурах, значення яких є вищими за граничну температуру $-9969,42^{\circ}\text{C}$, тобто можливий при всіх температурах реального процесу у відновлювальних печах, що не суперечить твердженням [5, 9] про відновлення Mn_2O_3 з MnO_2 при $500\text{--}550^{\circ}\text{C}$ (див. вище);

– пряма реакція (2) можлива нижче граничної температури $32592,009^{\circ}\text{C}$, тобто можлива при всіх температурах реального процесу у відновлювальних печах;

– перебіг прямої реакція (3) можливий при температурах, що є вищими за граничну температуру $-1379,285^{\circ}\text{C}$, тобто можливий при всіх температурах реального процесу у відновлювальних печах;

– перебіг реакції (4) у прямому напрямку можливий лише нижче значення граничної температури $-7910,248^{\circ}\text{C}$, тобто неможливий при всіх температурах реального процесу в відновлювальних печах, що підтверджує висновок про неможливість відновлення металевого марганцю з MnO рахунок газу CO ;

– у прямому напрямку реакція (5) можлива лише за температур, що вищі за граничну температуру $708,784^{\circ}\text{C}$, тобто можлива при помірних і високих температурах реального процесу у відновлювальних печах.

Висновки

На підставі проведеного термодинамічного аналізу процесів ступінчастого відновлення Mn з його оксидів і газифікації твердого вуглецю були підтверджені і теоретично обґрунтовані положення про можливість перебігу при всіх температурах реального процесу в відновлювальних печах реакцій непрямого відновлення Mn_2O_3 з MnO_2 , Mn_3O_4 з Mn_2O_3 , MnO з Mn_3O_4 за рахунок газу CO , при помірних і високих температурах реального процесу реакції газифікації твердого вуглецю C , а також про неможливість перебігу реакції непрямого відновлення Mn з MnO за рахунок газу CO при всіх температурах реального процесу в відновлювальних печах; уточнено значення граничної (рівноважної) температури реакції газифікації твердого вуглецю C , яке склало 709°C ; це означає, що реакції (1)–(3) непрямого відновлення оксидів марганцю у зонах печі, в яких температура нижча за 709°C (за різними літературними даними ця температура становить 697°C або 706°C) перебігають виключно за рахунок остаточної кількості газу CO у відхідних пічних газах, а у гарячіших зонах печі (тобто вище за 709°C) – також і за рахунок газу CO , що утворюється в результаті перебігу реакції Белла-Будуара.

Зважаючи на суперечливість наявних у літературі і отриманих у роботі даних щодо значення граничної температури реакції відновлення Mn_2O_3 із MnO_2 , а також деякої розбіжності значень граничної температури реакції Белла–Будуара, необхідно провести подібний (за допомогою рівнянь з літератури та отриманих) термодинамічний аналіз рівнянь (1)–(5) непрямым методом, більш відомим як метод Еллінгема [32], в основі якого лежить така властивість речовин, як їх хімічна спорідненість до кисню.

ЛІТЕРАТУРА

1. [https://chem.libretexts.org/Bookshelves/Analytical_Chemistry/Supplemental_Modules_\(Analytical_Chemistry\)/Electrochemistry/Redox_Chemistry/Oxidizing_and_Reducing_Agents](https://chem.libretexts.org/Bookshelves/Analytical_Chemistry/Supplemental_Modules_(Analytical_Chemistry)/Electrochemistry/Redox_Chemistry/Oxidizing_and_Reducing_Agents)
2. <https://metalspace.ru/education-career/osnovy-metallurgii/domennaya-pech/394-domennyj-protsess-polucheniya-chuguna.html>
3. Металургія чавуну: Підручник для вузів. 3-є изд., перераб. і доп. // Е.Ф.Вегман, Б.Н.Жеребін, А.Н.Похвиснев та ін. / За редакцією Ю.С. Юсфіна. - М.: ІКЦ «Академкнига», 2004. - 774 с.
4. <https://metallurgist.pro/vosstanovlenie-v-domennoj-pechi-okislov-margantsa-kremniya-fosfora-i-drugih-elementov>
5. <https://metal-archive.ru/domennyj-process/2101-vosstanovlenie-kremniya-marganca-fosfora-i-prochih-elementov.html>
6. <https://studfile.net/preview/3321303/>
7. Kwon E.-H., Lee J.-A. & Han J.-W. Modified Unreacted Core Model for Reduction of Manganese Ore by CO Gas // Met. Mater. Int., 28. 2022. – Pp. 1517–1524. <https://doi.org/10.1007/s12540-021-01020-8>
8. Larssen T.A., Senk D. & Tangstad M. Reduction of Manganese Ores in CO-CO₂ Atmospheres // Metall Mater Trans B, 52. 2021. – Pp. 363–381. <https://doi.org/10.1007/s11663-020-02018-0>
9. Ringdalen E., Gjøvik J. E., Larssen T.A. & Tangstad M. Pretreatment of Manganese Ores in Different Gas-Atmospheres- a Method to Reduce Energy Consumption and CO₂ Emissions in Mn-Alloy Production // Proceedings of the 16th International Ferro-Alloys Congress (INFACON XVI). Trondheim, Norway. 27-29 September. 2021. – Pp. 1–12. <http://dx.doi.org/10.2139/ssrn.3930059>
10. Шаповалов О. М. Теорія металургійних процесів: Навчально-методичний посібник. - Новотроїцьк : НФ НІТУ «МІСІС», 2015. - 91 с. http://nf.misis.ru/download/mt/Teoriya_metallurgicheskikh_processov.pdf
11. <https://studfile.net/preview/6214849/page:4/>
12. <http://okvsk.ru/metallurgiya-chuguna/1763-vosstanovlenie-marganca.html>
13. Готліб А.Д. Доменний процес - М.: Металургія, 1966. - 503 с.
14. <https://studfile.net/preview/9584850/page:14/>
15. https://knowledge.allbest.ru/manufacture/3c0b65635a2bc78b4d53b88421306c27_0.html
16. Борнацький І.І. Теорія металургійних процесів. - Київ-Донецьк: Вища школа, 1978. - 288 с.
17. Щербаков В.П. Основи доменного виробництва - Володимир: Металургія, 1969. - 326 с.
18. Системи технологій промисловості. Частина 1: Конспект лекцій (російською мовою) / Л.В. Камкіна, А.А. Надточій, Р.В. Анкудінов, О.В. Бабенко. – Дніпропетровськ: НМетАУ, 2014. – 53 с.

19. <https://helpiks.org/3-94007.html>
20. https://studopedia.ru/19_407407_vosstanovlenie-margantsa-kremniya-fosfora-i-drugih-elementov.html
21. Cheraghi A., Yoozbashizadeh H. & Safarian J. Gaseous Reduction of Manganese Ores: A Review and Theoretical Insight // Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review. August, 2019. – Pp.1-18. <https://doi.org/10.1080/08827508.2019.1604523>
22. Yastreboff M., Ostrovski O. & Ganguly S. Carbothermic Reduction of Manganese from Manganese Ore and Ferromanganese Slag // The Proceedings of INFACON 8. Beijing, China. 7-10 June. 1998. – Pp. 263–270. <https://www.pyrometallurgy.co.za/InfaconVIII/>
23. Попель С.І., Сотников А.І., Бороненков В.М. Теорія металургійних процесів. - М: Металургія, 1986. - 463 с.
24. Стромберг А. Г., Семченко Д. П. Фізична хімія: підручник для хім. спец. вузів. - 6-е изд. - М.: Вища школа, 2006. - 527 с.
25. Жаглов В. С. Технологія виробництва чорних металів і сплавів. Курс лекцій для студентів спеціальності 050709 «Металургія». - Усть-Каменогорськ; ВКДТУ ім. Д. Серікбаєва, 2007. - 117 с.
26. Болотов В. А. Сорбційне очищення сірковмісних газів у процесі придоменної грануляції шлаків : дис. ... канд.техн. наук : 05.16.02. Санкт-Петербург, 2022. - 172 с.
27. Турчанін М. А. Теорія і технологія металургійного виробництва. Ч.1. Теорія металургійних процесів: навчальний посібник до практичних занять і вивчення дисципліни. - Краматорськ: ДДМА, 2008. - 80 с.
28. Теорія металургійних процесів: підручник для вузів / Д.І. Рижонков, П.П. Арсентьев, В.В. Яковлев та ін. - М.: Металургія, 1989. - 392 с.
29. Розрахунок термодинамічних величин (ентальпії, ентропії, енергії Гіббса) реакцій відновлення оксидів заліза. URL: <http://buzani.ru/zadachi/fizicheskaya-khimiya/1582-reaktsii-vosstanovleniya-oksidov-zheleza-zadachi-14-15>
30. <http://zadachi-po-khimii.ru/obshaya-himiya/zadachi-k-razdelu-osnovy-termodynamiki.html>
31. <https://dpva.ru/Guide/GuideChemistry/ThermicConstantsSubst/ThermicConstantsSubstEnorganic/>
32. https://web.mit.edu/2.813/www/readings/Ellingham_diagrams.pdf

REFERENCES

1. [https://chem.libretexts.org/Bookshelves/Analytical_Chemistry/Supplemental_Modules_\(Analytical_Chemistry\)/Electrochemistry/Redox_Chemistry/Oxidizing_and_Reducing_Agents](https://chem.libretexts.org/Bookshelves/Analytical_Chemistry/Supplemental_Modules_(Analytical_Chemistry)/Electrochemistry/Redox_Chemistry/Oxidizing_and_Reducing_Agents)
2. <https://metalspace.ru/education-career/osnovy-metallurgii/domennaya-pech/394-domennyj-protsess-polucheniya-chuguna.html>
3. Metallurgy of cast iron: Textbook for universities. 3rd ed., revised. and additional // E.F. Wegman, B.N. Zherebin, A.N. Pokhvisnev, etc. / Edited by Yu.S. Yusfina. – М.: ICC “Akademkniga”, 2004. – 774 p.
4. <https://metallurgist.pro/vosstanovlenie-v-domennoj-pechi-okislov-margantsa-kremniya-fosfora-i-drugih-elementov>
5. <https://metal-archive.ru/domennyj-process/2101-vosstanovlenie-kremniya-marganca-fosfora-i-prochih-elementov.html>
6. <https://studfile.net/preview/3321303/>
7. Kwon E.-H., Lee J.-A. & Han J.-W. Modified Unreacted Core Model for Reduction of Manganese Ore by CO Gas // Met. Mater. Int., 28. 2022. – Pp. 1517–1524. <https://doi.org/10.1007/s12540-021-01020-8>

8. Larssen T.A., Senk D. & Tangstad M. Reduction of Manganese Ores in CO-CO₂ Atmospheres // Metall Mater Trans B, 52. 2021. – Pp. 363–381. <https://doi.org/10.1007/s11663-020-02018-0>
9. Ringdalen E., Gjøvik J. E., Larssen T.A. & Tangstad M. Pretreatment of Manganese Ores in Different Gas-Atmospheres- a Method to Reduce Energy Consumption and Co₂ Emissions in Mn-Alloy Production // Proceedings of the 16th International Ferro-Alloys Congress (INFACON XVI). Trondheim, Norway. 27-29 September. 2021. – Pp. 1–12. <http://dx.doi.org/10.2139/ssrn.3930059>
10. Shapovalov A. N. Theory of metallurgical processes: Educational manual. – Novotroitsk: NF NUST “MISIS”, 2015. – 91 p.
11. <https://studfile.net/preview/6214849/page:4/>
12. <http://okvsk.ru/metallurgiya-chuguna/1763-vosstanovlenie-marganca.html>
13. Gottlieb A.D. Blast furnace process. – M.: Metallurgy, 1966. – 503 p.
14. <https://studfile.net/preview/9584850/page:14/>
15. https://knowledge.allbest.ru/manufacture/3c0b65635a2bc78b4d53b88421306c27_0.html
16. Bornatsky I.I. Theory of metallurgical processes. – Kyiv-Donetsk: Vishcha School, 1978. – 288 p.
17. Shcherbakov V.P. Fundamentals of blast furnace production. – Vladimir: Metallurgy, 1969. – 326 p.
18. Industrial technology systems. Part 1: Lecture notes (Russian language) / L.V. Kamkina, A.A. Nadtochiy, R.V. Ankudinov, O.V. Babenko. – Dnipropetrovsk: NMetAU, 2014. – 53 p.
19. <https://helpiks.org/3-94007.html>
20. https://studopedia.ru/19_407407_vosstanovlenie-margantsa-kremniya-fosfora-i-drugih-elementov.html
21. Cheraghi A., Yoozbashizadeh H. & Safarian J. Gaseous Reduction of Manganese Ores: A Review and Theoretical Insight // Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review. August, 2019. – Pp.1-18. <https://doi.org/10.1080/08827508.2019.1604523>
22. Yastreboff M., Ostrovski O. & Ganguly S. Carbothermic Reduction of Manganese from Manganese Ore and Ferromanganese Slag // The Proceedings of INFACON 8. Beijing, China. 7-10 June. 1998. – Pp. 263–270. <https://www.pyrometallurgy.co.za/InfaconVIII/>
23. Popel S.I., Sotnikov A.I., Boronenkov V.N. Theory of metallurgical processes. – M: Metallurgy, 1986. – 463 p.
24. Stromberg A. G., Semchenko D. P. Physical chemistry: a textbook for chemistry. specialist. universities – 6th ed. – M.: Higher School, 2006. – 527 p.
25. Zhaglov V. S. Technology of production of ferrous metals and alloys. Course of lectures for students of specialty 050709 “Metallurgy”. – Ust-Kamenogorsk; EKSTU named after. D. Serikbaeva, 2007. – 117 p.
26. Bolotov V. A. Sorption purification of hydrogen sulfide-containing gases in the process of blast furnace granulation of slags: dis. ... Ph.D. Sciences: 05.16.02. St. Petersburg, 2022. – 172 p.
27. Turchanin M. A. Theory and technology of metallurgical production. Part 1. Theory of metallurgical processes: textbook. allowance to practical exercises and study of the discipline. – Kramatorsk: DSMA, 2008. – 80 p.
28. Theory of metallurgical processes: a textbook for universities / D.I. Ryzhonkov, P.P. Arsentiev, V.V. Yakovlev, etc. – M.: Metallurgy, 1989. – 392 p.
29. Calculation of thermodynamic quantities (enthalpy, entropy, Gibbs energy) of reduction reactions of iron oxides. URL: <http://buzani.ru/zadachi/fizicheskaya-khimiya/1582-reaktsii-vosstanovleniya-oksidov-zheleza-zadachi-14-15>

30. <http://zadachi-po-khimii.ru/obshaya-himiya/zadachi-k-razdelu-osnovy-termodinamiki.html>
31. <https://dpva.ru/Guide/GuideChemistry/ThermicConstantsSubst/ThermicConstantsSubstEnorganic/>
32. https://web.mit.edu/2.813/www/readings/Ellingham_diagrams.pdf

Received 09.02.2024.

Accepted 03.03.2024.

UDC 669.173 + 544–971

S.P. Panteikov, Ya.I. Bondarenko, A.A. Romanenko, I.I. Uzunov

**ANALYSIS OF THE PROCESSES OF MANGANESE STEP
RESTORATION FROM ITS DIOXIDE BY CO GAS AND GASIFICATION OF
SOLID CARBON FROM THE POSITION OF THERMODYNAMICS**

The article presents the results of a thermodynamic assessment of chemical reactions of the manganese stepwise reduction from its dioxide with the reducing gas CO, as well as chemical reaction of solid carbon gasification. The purpose of the work is to determine the conditions for the occurrence of each chemical reaction and the values of their boundary (equilibrium) temperatures using expressions from literary sources and the resulting formulas for calculating the Gibbs free energy depending on temperature. Based on the thermodynamic analysis carried out, confirmed and theoretically justified the provisions on the possibility of indirect reduction reactions of Mn_2O_3 from MnO_2 , Mn_3O_4 from MnO_2 at all temperatures of the real process in reduction furnaces by CO gas, gasification reaction of solid carbon at moderate and at high temperatures of the real process in reduction furnaces, as well as the impossibility of the indirect reduction reaction of Mn from MnO by CO gas at all temperatures of the actual process in reduction furnaces; the value of the boundary (equilibrium) reaction temperature of the gasification reaction of solid carbon was specified, which, according to the author, was 709°C; this means that the reactions of indirect stepwise reduction of MnO from MnO_2 in furnace zones in which the temperature is below 709°C (according to various literature data, this temperature is 697°C or 706°C) proceed exclusively due to the residual amount of CO gas in the exhaust gases of the furnace, in hotter zones of the furnace (i.e. above 709°C) – also and due to CO gas formed by the Bell-Boudoir reaction. Considering the inconsistency of the data available in the literature and obtained in the work on

the value of the boundary temperature of the reduction reaction of Mn_2O_3 from MnO_2 , as well as some discrepancy in the values of the boundary temperature of the Bell-Boudoir reaction, it is necessary to carry out a similar (using equations from the literature and obtained during the work) thermodynamic analysis of chemical reactions of the stepwise reduction of manganese from its dioxide with the reducing gas CO, as well as gasification of solid carbon by the indirect method, better known as the Ellingham method.

Keywords: reduction, manganese oxide, carbon monoxide, chemical reaction, carbon gasification, enthalpy, entropy, Gibbs energy, boundary temperature, thermodynamics, Bell-Boudoir reaction.

Пантейков Сергій Петрович, канд. техн. наук, доцент кафедри металургії ім. професора В.І. Логінова, Дніпровський державний технічний університет, м.Кам’янське.

Бондаренко Ярослав Ігоревич, аспірант кафедри металургії ім. професора В.І. Логінова, Дніпровський державний технічний університет, м.Кам’янське.

Романенко Андрій Анатолійович, аспірант кафедри металургії ім. професора В.І. Логінова, Дніпровський державний технічний університет, м.Кам’янське.

Узунов Іван Іванович, магістрант кафедри металургії ім. професора В.І. Логінова, Дніпровський державний технічний університет, м.Кам’янське.

Panteikov Serhii Petrovych, Ph.D., associate professor of the Department of Metallurgy named after professor V.I. Loginov, Dniprovsky State Technical University, Kamianske city.

Bondarenko Yaroslav Igorevych, graduate student of the Department of Metallurgy named after professor V.I. Loginov, Dniprovsky State Technical University, Kamianske city.

Romanenko Andriy Anatoliyovych, graduate student of the Department of Metallurgy named after professor V.I. Loginov, Dniprovsky State Technical University, Kamianske city.

Uzunov Ivan Ivanovych, master's student of the Department of Metallurgy named after professor V.I. Loginov, Dniprovsky State Technical University, Kamianske city.

DOI: 10.34185/1991-7848.2024.01.11

UDC 621.77.014

E. V. Kuznetsow

THE PHENOMENON OF THERMODYNAMIC ACTION DURING PLASTIC DEFORMATION OF METALS AND THEIR ALLOYS

Abstract: *The most important problem of modern technology for mechanical processing of structural materials is to increase the efficiency of shaping operations. Its full value solution requires the establishment of a functional relationship between the parameters of the force influence on the workpiece and the characteristics of the natural adaptive behavior of the processed material. In this regard, using metals and their alloys as an example, the mechanism and general laws of thermodynamic excitation of solid crystalline bodies during plastic deformation are considered. The relationship between the change in the thermodynamic potentials of the substance of the deformed volume and its behavior during the process of shape forming, as well as in the postoperative period, is described. It is shown based on the synergetic method of analyzing highly nonequilibrium systems that from a technological point of view the most favorable adaptive functional response arises in the case when the deforming influence is exerted taking into account the natural ability of the workpiece substance to relaxation. The got results create the basis for improving the operations of mechanical processing of metals and their alloys by taking into consideration the properties and features of the natural deformation behavior of each concrete material under concrete conditions. They are applicable not only for metal forming operations, but also in cutting technology.*

Keywords: *metals and their alloys, pressure processing, mechanical action, thermodynamic excitation, thermodynamic potentials, thermodynamic action, deformation behavior.*

Problem Statement

The current level of development of production presupposes the use of flexible and cost-effective methods making it possible to produce from very different materials high-quality products that guaranteed have a given set of operating properties [1]. Their creation requires not only clear views about the behavior of

© Kuznetsow E. V., 2024

each concrete material under specific conditions, but also ensuring the possibility of obtaining a quantitative estimation of the workpiece state parameters at each stage of its shape forming in order to make, if necessary, timely appropriate amendments in the course of the technological process. Such management corresponds to a qualitatively different, higher, technological level of production organization, based on the possibility of using with the greatest efficiency the natural properties of workpieces and the characteristics of their deformation behavior during the shaping process. An integrated approach, involving a synthesis of the results of both already became classical and the latest fundamental and applied research in the field of physics of deformable solids, metal forming technology, as well as in related fields of natural science is required to its implement.

Analysis of the latest research and publications

In 1973, British scientists M. F. Ashby and R. A. Verall, studying possible combinations of plastic deformation mechanisms, came to the conclusion that in fact metals and their alloys have an almost unlimited supply of plasticity [2]. It was shown subsequently that the possibility of its manifestation depends on the degree of development of adaptive processes of natural self-organization in the thermodynamic system of the deformed volume under the conditions of exerting a deforming influence on it. In other words, the deformation behavior of workpieces is determined by the conditions of their loading [3 – 6]. Meanwhile, in relation to the technology of pressure processing of metals and their alloys, methods for manufacturing products continue to be developed until now based on the concepts of the classical theory of plasticity, as well as the results of modeling and analysis of often very abstract general schemes of technological operations. In this case, the main attention is focused on determining the energy-power characteristics necessary to achieve the required degree of deformation of the workpiece. The reliability of the results obtained in this way is ensured by the use of empirical correction factors, which take into account the average statistical peculiarities of the dynamics of the deformation process, typical for processing of the selected range of materials on equipment of a concrete type in concrete production conditions [7 – 11]. At the same time, a number of more complex technological problems are not

solved. Their list includes the calculation of the dynamic parameters of the workpiece heating and the associated structural changes during deformation, taking into account the anisotropy of the deformed material and the dynamics of its hardening, assessing the likely degree of post-operative warping of products in case if they are insufficiently rigid, and so on. Varied researches in the listed directions, of course, are being carried out [12 – 17], but their results are rather phenomenological in nature. Due to the lack of appropriate methodology, they are not used directly in the generally accepted practice of designing deformation operations. This significantly reduces the efficiency of technological processes for manufacturing articles.

The purpose of the research

The purpose of the research is to improve the method for designing technological operations for deforming metals and their alloys by establishing a functional relationship between the parameters of the force influence on the workpiece and the characteristics of the natural deformation behavior of its material during the shape forming process.

Main research material

Let a solid crystalline body, for example a metal or metal alloy, which is in a state of internal equilibrium, is subjecting to a deforming influence. During its course, over a time interval $\Delta t = t - t_0$, external forces perform work to change the linear dimensions and shape of the body

$$A_{ex} = \iint \vec{p} dS_c d\vec{l} = \iint \vec{p} dS_c \vec{v} dt, \quad (1)$$

where l_0 and l respectively are the initial and final linear dimensions of the body in the direction of the external force action; $\vec{p}$ is the pressure exerted by such influence on its contact surface; S_c is the area of this surface; $\vec{v} = d\vec{l}/dt$ – the rate of changing of the linear dimension l during deformation.

According to the laws of dynamics [18] mechanical action of these forces

$$A_{ex} \Delta t = \iiint \vec{p} dS_c d\vec{l} dt = \iint d(m_d \vec{v}) d\vec{l} = \int (m_d \int d\vec{v} + \vec{v} \int dm_d) d\vec{l} =$$

$$= \rho \int (V_d \int d\vec{v} + \vec{v} \int dV_d) d\vec{l} = \rho V \int (e \int d\vec{v} + \vec{v} \int de) d\vec{l}, \quad (2)$$

where $m_d = \rho V_d$ is the mass of the displaced volume of the deformable substance; ρ – its density; $V_d = Ve$ – the displaced volume of substance; V – the volume of body; $e = \ln(l/l_0)$ – the true degree of relative deformation when its linear dimension changes in the range from l_0 to l .

This action upsets the internal balance in the deformed volume of the substance, as a result of which a field of additional internal reactive forces appears in it. According to the Le Chatelier – Brown principle [19], they will aspire to compensate for external influences, thereby preventing body deformation.

The volumetric distribution of additional internal forces $\vec{f}_V$ may be represented as the integral sum of their distributions $\vec{f}_S$ over the area S of all surfaces identified in the space of the deformable volume V . In practice, it is most convenient to consider in this capacity various families of plane sections of the body. In the general case of a section oriented at an angle $0 < \alpha < 90^\circ$ to the direction of external influence, the forces acting in its plane will be decomposed into components normal $\vec{f}_S^n$ and tangential $\vec{f}_S^\tau$ with respect to this section. Their specific values will determine the magnitude, respectively, of the normal $\vec{\sigma}$ and tangential $\vec{\tau}$ components of the mechanical stress in the considered section. Taking this into account, the resultant of the spatial system of additional internal forces arising in the volume of the solid crystalline body at its deformation,

$$\int_V \vec{f}_V dV = \int_V \frac{\partial \vec{f}_S}{\partial l} dV = \int_V \frac{\partial \vec{f}_S^n}{\partial l} dV + \int_V \frac{\partial \vec{f}_S^\tau}{\partial l} dV = \int_V \frac{\partial \vec{\sigma}}{\partial l} dV + \int_V \frac{\partial \vec{\tau}}{\partial l} dV, \quad (3)$$

Then, in absolute value, the work that these forces will do in a unit of volume of the body, hindering its deformation,

$$A_{in} = \int_{l_0}^l f_V dl = \int_{l_0}^l f_S \frac{dl}{l} = \int_0^\varepsilon f_S d\varepsilon = \int_0^\varepsilon f_S^n d\varepsilon + \int_0^\varepsilon f_S^\tau d\varepsilon = \int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon + \int_0^\varepsilon \tau d\varepsilon = \int_0^\varepsilon f_{ij} d\varepsilon, \quad (4)$$

where $\varepsilon = (l - l_0)/l_0 = \Delta l/l$ is the conditional degree of relative deformation of the body in the external force direction; f_{ij} and ε_{ij} are the operators of the stress and the strain tensors respectively.

Equalities (3) and (4) show that the creation of the field of additional internal forces and, consequently, their ability to make a work are associated with the creation of a stress-strain state in the volume of the solid crystalline body. According to the energy conservation law the entrance of energy necessary for this occurs due to the work (1) done by the external forces during loading. The amount of energy ΔE_{ab} that the substance of a body absorbs during its course is determined by the value of uncompensated energy flow passing through the contact surface area of the body over the time interval Δt :

$$\Phi_{ab} = \frac{\Delta E_{ab}}{\Delta t}, \quad (5)$$

It follows from the expression (2) that the creation of this flow is a component of the action of external forces on the body. According to the first law of thermodynamics [20], the energy transported by it will be partially expended on increasing the internal energy U of the body and, ultimately, will be dissipated into the environment in the form of heat, and partially will be spent to a work (4) of additional internal forces f_{ij} . Thus, taking into account equalities (1) and (5), we obtain that the amount of energy absorbed by a body, when a deforming influence is exerted on it, is

$$\Delta E_{ab} = \int_{t_0}^t \Phi_{ab} dt = \int_{l_0}^l \int_{S_c} p dS_c dl = \int_V dU + \int_V dA_{in} = \int_V dU + \int_V \int_0^\varepsilon f_{ij} d\varepsilon_{ij} dV, \quad (6)$$

Equality (6) shows that plastic deformation is based on the mechanism of thermal excitation of substance of a solid crystalline body. It consists in interrelated changes in the thermodynamic potentials of the deformable volume. Other consequences of the action of this mechanism are the heating of the body and the creation of a stress-strain state in its volume.

The ability of a substance to absorb energy and, due to this, move from one state to another is determined by the magnitude of possible changes in the system of its thermodynamic potentials: enthalpy (total heat), internal energy, Gibbs energy (Gibbs thermodynamic potential), free and bound energy. Internal energy U characterizes the energy of thermal chaotic motion and interaction of particles – atoms, ions or molecules – in the considered volume of substance. Enthalpy

$H = U + f_{ij}V$ is a measure of the amount of energy that a substance, being in a state of equilibrium with the environment, is capable to convert into heat and work. Bound energy TS characterizes part of the internal energy that cannot be transferred to other bodies during the work performed by the substance, provided that its temperature T and entropy S are constant. Free energy $F = U - TS$ reflects that part of the internal energy, due to the change in which the thermodynamic system of the considered volume of substance is capable to make a work against external forces in a reversible isothermal process. Finally, the Gibbs energy $G = H - TS$ characterizes the ability of the considered volume of matter to make a work due to its internal sources, that is, due to a change in enthalpy [20]. Taking into account these concepts, it follows from the first law of thermodynamics (6) that

$$\Delta E_{ab} = \int_{l_0}^l \int_{S_c} p dS_c dl = \int_V dH = \int_V dF + \int_V d(TS) + \int_V \int_0^\varepsilon f_{ij} d\varepsilon_{ij} dV, \quad (7)$$

Equality (7) makes it possible to determine what part of the absorbed energy falls on the elastic component of deformation (the first item in its right-hand side), what part will be spent on structural changes in the plastic domain and heating of the body (the second item), and what part will be spent on counteracting to external forces (third item).

Change of enthalpy [5, p. 77]

$$dH = dU + d(f_{ij}V) = dF + d(TS) + d(f_{ij}V) = dG + d(TS).$$

Expressing from here the value of the change in free energy and substituting the result into equality (7), we obtain a formula that allows estimating the natural deformability of a solid crystalline body in each concrete case of its loading:

$$\Delta E_{ab} = \int_{l_0}^l \int_{S_c} p dS_c dl = \int_V d(TS) + \int_V dG - \int_V \int_0^\varepsilon f_{ij} d\varepsilon_{ij} dV, \quad (8)$$

According to the equality (8), it is determined by the value of the Gibbs energy of the perturbed volume of substance. Knowledge of this quantity allows us to predict whether the body will behave as low-plastic, plastic or short with the chosen deformation method. The corresponding conclusion is easiest to do by analyzing the relationship between the change in the Gibbs energy dG of the substance

deformable volume V and the work $f_{ij}d\varepsilon_{ij}dV$ that additional internal forces will do in it, hampering its deformation. If $dG > f_{ij}d\varepsilon_{ij}dV$, the body will behave like plastic, when $dG \approx f_{ij}d\varepsilon_{ij}dV$, its behavior will be low-plastic, and if $dG < f_{ij}d\varepsilon_{ij}dV$, the body turns out to be brittle.

Equalities (6), (7) and (8) are different ways to write the synergistic management function that, based on the thermodynamics laws, describes the process of forced adaptation of a solid crystalline body by exerting a deforming influence on it. Considering the loading conditions, they allow us to evaluate the real efficiency of the external action (2) performed on the body and, depending on the choice of integration limits, to explain the features of the deformation behavior of the processed material at its micro-, meso- or macroscopic structural levels.

Traditionally, most of the existing machining methods suppose the rendering of a force influence, which, if we don't take into account the own dynamics of the technological system machine – device – tool – workpiece and the effects of dynamic instability arising from loading and unloading, is constant. Such influence breaks the natural course of the plastic flow of metals and their alloys. As a result, a vortex dissipative structure, which gives the plastic flow the character of an unstable or, more precisely, non-stationary process, appears in the deformed volume. Exactly it is responsible for the development of the parabolic stage of strain hardening [21 – 24]. Another consequence of such contravention is the energetic supersaturation of the deformed volume. It is reflecting in the intense heating of the workpiece and the appearance of big residual stresses in its volume. Their relaxation causes postoperative deformation of the product and, in the case of strong energy supersaturation, can lead to its fracture. The same phenomena are typical for plastic deformation by impact or explosion, when the workpiece is exposed to the influence of strong dynamic loads.

The regularity of intense heating and quick strain hardening of metals and their alloys under constant force influence or dynamic loading can be explained, if we consider the difference $dG - f_{ij}d\varepsilon_{ij}dV$ on the right-hand side of equality (8) as a quantity that determines the kinetic energy and, consequently, the intensity of plastic flow. Since the possibility of changing the value of the Gibbs energy, that

characterizes the natural ability of a solid body to deform, is restricted to some limiting value, which depends on the physical nature and properties of the crystalline substance under the considering conditions, it follows from equality (8) that all excessive energy absorbed by the body under loading will be spent on changing the bound energy of the deformable volume and on execution of the work (4) against external forces. The bound energy TS is also finite and also depends on the physical nature and properties of the body. It can change both at the expense of a change in body temperature T and at the expense of a change in the degree of statistical disorder, that is entropy S of its crystalline structure. In accordance with the thermodynamics laws [20], provided constancy the aggregation state and preservation of the deformable volume integrity, the possibility of changing its entropy during heating or cooling are limited by the specific heat capacity of the substance:

$$c = \frac{T}{m} \frac{\partial S}{\partial T},$$

where m is the mass of the workpiece body.

According to the Dulong and Petit law the heat capacity of metals and their alloys remains practically constant at temperatures typical for most technological operations of the machining. It follows hence that the main part of the change in the bound energy of the deformed volume will occur due to the change of its entropy during the process of adaptive reorganization of the crystal structure [25]. This conclusion is true not only for the case of plastic deformation, but also for heat treatment. The structure change is accompanied by an increase in the potential energy of intracrystalline interaction [26]. Accordingly, the work (4), which additional internal forces make, counteracting deformation, also increases. As can be seen from equality (8), provided that the integrity of the deformable volume is preserved, its value $\int f_{ij} d\varepsilon_{ij} dV$ can increase only due to a decrease in the difference $dG - \int f_{ij} d\varepsilon_{ij} dV$, that is due to a decrease in the intensity of plastic flow. In combination with the conditions of deformation, the interrelation of these factors determines the appearance on the hardening curve of a section with a parabolic dependence of the deformation resistance (true stresses) on the degree of

deformation. As the degree of energy supersaturation increases, the parabola coefficient is changed. In accordance with the J. F. Bell's theory on the quantization of the parabolic response function during finite plastic deformations [27], the rate of this process depends on the physical properties of the deformable solid body, the type and state of its crystalline structure, as well as on the amount of the energy flux (5) absorbed by the body per unit time, that is from the loading dynamics (2).

According to the energy conservation law the change in the difference $dG - f_{ij}d\varepsilon_{ij}dV$ determines the amount of the total, mechanical and thermodynamic, internal action that does in the volume of a deformable solid body during a time interval $\Delta t = t - t_0$:

$$A_{in}\Delta t = \int_{t_0}^t \int_V dGdt - \int_{t_0}^t \int_V \int_0^\varepsilon f_{ij}d\varepsilon_{ij}dVdt, \quad (9)$$

Taking this concept into account, it follows from equalities (2) and (8) that the mechanical action of external forces

$$A_{ex}\Delta t = \int_{t_0}^t \int_{l_0}^l \int_{S_c} p dS_c dl dt = S \int_{t_0}^t \int_V dTdt + T \int_{t_0}^t \int_V dSdt + \int_{t_0}^t \int_V dA_{in}dt, \quad (10)$$

Equality (10) is another form of writing the synergistic management function of the plastic deformation process. Using this equation, we can show that an internal residual action occurs in the volume of the workpiece after the cessation of loading. It occurs in the process of relaxation due to a decrease in the thermodynamic potentials of the disturbed substance:

$$A_{in}^r \Delta \tau = \int_{\Delta \tau V} dA_{in}^r dt = \int_{\Delta \tau V} dGdt - \int_{\Delta \tau V} \int_0^\varepsilon f_{ij}d\varepsilon_{ij}dVdt = -S \int_{\Delta \tau V} dTdt - T \int_{\Delta \tau V} dSdt, \quad (11)$$

where $\Delta \tau$ is the time of disturbance relaxation.

By analogy with external mechanical action (2), its synergistic development causes the occurrence of postoperative deformation, the magnitude of which depends on the degree of thermodynamic excitation of the workpiece's substance, that is, on the amount of energy (5) absorbed by the workpiece during the disturbance process:

$$A_{in}^r \Delta \tau = \rho V \int \left(e_r \int dv + v \int de_r \right) dl_r = -S \int_{\Delta \tau V} \int dT dt - T \int_{\Delta \tau V} \int dS dt, \quad (12)$$

Equalities (11) and (12) describe a particular case of a spontaneous adaptive response that arises in the disturbed volume of a solid crystalline body. A similar response arises in the process of external influence too. Analysis of the relationship between equalities (10) – (12) shows that its natural development takes place if this influence is carried out taking into account the ability of the workpiece's substance to relaxation.

The stated analysis is applicable not only to the case of mechanical processing of structural materials, primarily metals and their alloys, by pressure, but also to cutting operations. It is also true for other types of technological influence. Various cases of combined influence carried out with the aim of additional activation of the workpiece material have the special interest among them. These include heating, ultrasonic influence, electrical impulse stimulation, etc. In accordance with the Boltzmann's time-temperature superposition principle [28], their usage makes it possible to reduce the value of the applied load or, if its value is unaltered, to achieve a greater degree of one-time deformation. However, at the same time, the problem of internal action remains. In the case of strong energetic supersaturation, it can lead to destruction of the workpiece during its machining or in the postoperative period.

Conclusions

1. The process of plastic deformation of solid crystalline bodies is based on the mechanism of thermodynamic excitation of the substance. It consists in interrelated changes in the thermodynamic potentials of the deformed volume.
2. The magnitude of such changes determines the behavior of a solid crystalline body, for example metal or metallic alloy, during its machining, as well as in the postoperative period.
3. For the technological point of view, the most favorable behavior of machining material arises when the external influence on the workpiece is taking into account its natural ability to relaxation.

ЛІТЕРАТУРА/REFERENCES

1. Flexible Metal Forming Technologies. Principles, Process and Equipment. / Guo X. (Ed.) – Singapore: Springer Nature Singapore Pte Ltd., 2022. – 417 p. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-981-19-1348-8>.
2. Ashby M. F., Verall R. A. Diffusion-accommodated flow and superplasticity // *Acta Metallurgica*. – 1973. – Vol. 21, Iss. 2. – P. 149 – 163. DOI: [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(73\)90057-6](https://doi.org/10.1016/0001-6160(73)90057-6).
3. Gil Selivano J. Dynamic Steady State by Unlimited Unidirectional Plastic Deformation of Crystalline Materials Deforming by Dislocation Glide at Low to Moderate Temperatures // *Metals*. – 2020. – Vol. 66, Iss. 10. – P. 5 – 27. DOI: <https://doi.org/10.3390/met10010066>.
4. Lea L., Brown L., Jardine A. Time limited Self-Organized Criticality in the High Rate Deformation of Face Centred Cubic Metals // *Communication Materials*. – 2020. – Vol. 1, Iss. 93, Article number 93. DOI: <https://doi.org/10.1038/s43246-020-00090-2>.
5. Yan N., Li Z., Xu Y., Meyers M. A. Shear Localization in metallic materials at high strain rates // *Progress in Material Science*. – 2021. – Vol. 119. – P. 142 – 328. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2020.100755>.
6. Kiv A., Bryukhanov, Soloviev V. et al. Complex Network Methods for Plastic Deformation Dynamics in Metals // *Dynamics*. – 2023. – Vol. 3, Iss. 1. – P. 34 – 59.
7. Fu M. W. Design and Development of Metal-Forming Processes and Products Aided by Finite Element Simulation. – Cham: Springer International Publishing AG, 2017. – 246 p. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-3-319-46464-0>.
8. Wang Z. R., Hu W., Yuan S. J., Wang X. Engineering Plasticity. Theory and Applications in Metal Forming. – Boston: John Wiley & Sons, Ltd., 2018. – 520 p.
9. Cao J., Banu M. Opportunities and Challenges in Metal Forming for Lightweighting: Review and Future Work // *Manufacturing Science and Engineering*. – 2020. – Vol. 142, Iss. 11, Article number 110813. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4047732>
10. Dixit P. M., Dixit U. S. Modeling of Metal Forming Processes. – London: Springer-Verlag, 2008. – 590 p. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-1-84800-189-3>.
11. Liewald M., Bergs Th., Groche P. et al. Perspectives on data-driven models and its potentials in metal forming and blanking technologies // *Production Engineering*. – 2022. – Vol. 16. – P. 607 – 625. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11740-022-01115-0>.
12. Naderi M. On the Evidence of Thermodynamic Self-Organization during Fatigue: A Review // *Entropy*. – 2020. – Vol. 22, Iss. 3. – P. 18 – 50. DOI: <https://doi.org/10.3390/e22030372>.
13. Eghbali M. Sh. Gh. B. Strain hardening behavior, strain rate sensitivity and hot deformation maps of AISI 321 austenitic stainless steel // *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*. – 2021. – Vol. 28, Iss. 11. – P. 1799 – 1810. DOI: <https://dx.doi.org/10.1007/s12613-020-2163-4>.
14. Scharifi E., Nietsch J. A., Quadfasel A. et al. Effect of Thermo-Mechanically Activated Precipitation on the Hot Deformation Behavior of High Strength Aluminum Alloy AA7075 // *Metals*. – 2022. – Vol. 12, Iss. 10. – P. 58 – 72. DOI: <https://doi.org/10.3390/met12101609>.
15. Neto D. M., Borges M. F., Sérgio E. R., Antunes F. V. Effect of Residual Stresses on Fatigue Crack Growth: A Numerical Study Based on Cumulative Plastic Strain at the Crack Tip //

- Materials. – 2022. – Vol 15, Iss. 6. – P. 100 – 116.
DOI: <https://doi.org/10.3390/ma15062156> .
16. Suris J. A., Yurgel Ch. Ch., de Sousa R. A. Influence of the Grain-Flow Orientation after Hot Fording Process Evaluated through Rotation Flexing Fatigue Test // Metals. – 2023. – Vol. 13 (2), Iss. 187. – P. 68 – 86.
DOI: <https://doi.org/10.3390/met13020187> .
17. Liu C., Guo Sh., Liang Sh et al. Constitutive description of work hardening and dynamic softening behavior under variable deformation states // Journal of Materials Processing Technology. – 2023. – Vol. 322, Article Number 118188.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2023.118188> .
18. Urone P. P., Hinrichs R. Physics. – Houston, Texas: OpenStax, 2020. – 848 p.
19. Evans D. J., Searles D. J., Mittag E. Fluctuation Theorem for Hamiltonian Systems: Le Chatelier’s Principle // Physical Review E. – 2001. – Vol. 63, Iss.5. – p. 051105/1 – 051105/4.
DOI: <https://doi.org/10.1103/PhysRevE.63.051105> .
20. Ansermet J.-Ph., Brechet S. D. Principles of Thermodynamics. – Cambridge: Cambridge University Press, 2019. – 542 p.
DOI: <https://doi.org/10.1017/9781108620932> .
21. Yoshida S., Siahaan B., Pardede H. et al. Observation of Plastic Deformation Wave in a Tensile-Loaded Aluminum-Alloy // Physics Letters A. – 1999. – No 251. – P. 54 – 60.
22. Yoshida S. Comprehensive Description of Deformation of Solids as Wave Dynamics // Mathematics and Mechanics of Complex Systems. – 2015. – Vol. 3, Iss. 3. – P. 243 – 272. DOI: <https://doi.org/10.2140/memocs.2015.3.243> .
23. Yoshida S., Sasaki T. Deformation Wave Theory and Application to Optical Interferometry // Materials. – 2020. – Vol. 15, Iss. 6. – P. 7 – 26.
DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13061363> .
24. Sun M., Xiang Ya., Shen W. Evaluation of Plastic Deformation Considering the Phase-Mismatching Phenomenon of Nonlinear Lamb Wave Mixing // Materials. – 2023. – Vol. 16, Iss. 5. – P. 360 – 377. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma16052039> .
25. Evans D. J., Rondoni L. Comments on the Entropy of Nonequilibrium Steady States // Journal of Statistical Physics. – 2002. – Vol. 109, Iss. 3 – 4. – p. 895 – 920.
DOI: <https://doi.org/10.1023/A:1020435219996> .
26. Haken H. Advanced Synergetics. Instabilities of Self-Organizing Systems and Devices. – Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag; Springer series in Synergetics, 2012. – 371 p.
27. Bell J. F. Mechanics of Solids // Encyclopedia of Physics. Truesdell C. (Ed.) – Vol. VIa/1. – Berlin: Springer-Verlag, 1973. – 813 p.
28. Gallegos C., Boza F. J. M. Linear Viscoelasticity // Rheology. C. Gallegos (Ed.). – Vol. 1. – 2010. – p. 120 – 143.

Received 18.02.2024.

Accepted 28.03.2024.

УДК 621.77.014

Є. В. Кузнецов

ЯВИЩЕ ТЕРМОДИНАМІЧНОЇ ДІЇ ПРИ ПЛАСТИЧНОМУ ДЕФОРМУВАННІ МЕТАЛІВ ТА ЇХ СПЛАВІВ

Аналіз останніх досліджень та публікацій показує, що при проектуванні технологічних операцій обробки металів тиском основна увага досі традиційно зосереджується на визначенні енергосилових характеристик, необхідних для досягнення необхідного ступеня деформації заготівлі. При цьому через відсутність відповідної методики зовсім не враховується динаміка розвитку природних процесів адаптації термодинамічно збудженого обсягу речовини, яка визначає характер деформаційної поведінки заготівлі. Це суттєво знижує ефективність технологічних процесів виробництва виробів.

Метою дослідження є вдосконалення методу проектування технологічних операцій деформування металів та їх сплавів шляхом встановлення функціонального зв'язку між параметрами силового впливу на заготівлю та характеристиками природної деформаційної поведінки її матеріалу в процесі формоутворення.

Основний матеріал дослідження. На прикладі металів та їх сплавів розглянуто механізм і загальні закономірності термодинамічного збудження твердих кристалічних тіл при пластичному деформуванні. Описано зв'язок між зміною термодинамічних потенціалів речовини об'єму, що деформується, та його поведінкою в процесі формоутворення, а також у післяопераційний період. На основі синергетичного методу аналізу сильно нерівноважних систем показано, що найбільш сприятливий з технологічної точки зору адаптивний функціональний відгук виникає у разі, коли деформуючий вплив виявляється з урахуванням природної здатності речовини заготівлі до релаксації. Отримані результати створюють основу для вдосконалення операцій механічної обробки металів та сплавів шляхом урахування властивостей та особливостей природної деформаційної поведінки кожного конкретного матеріалу у конкретних умовах. Вони застосовні не тільки для операцій обробки металів тиском, але і технології різання.

Ключові слова. Метали та їх сплави, обробка тиском, механічна дія, термодинамічна збудження, термодинамічні потенціали, термодинамічна дія, деформаційна поведінка.

Кузнецов Євген Вікторович, кандидат технічних наук, доцент кафедри теоретичних основ металургійних процесів Інституту промислових та бізнес технологій

Українського державного університету науки і технологій, дійсний член Міжнародної академії авторів наукових відкриттів та винаходів.

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4326-8539>

e-mail: e.v.kuznetsow@ust.edu.ua

Eugene V. Kuznetsow, Candidate of Sciences (Tech.), Associate Professor of the Department of Theoretical Foundations of Metallurgical Processes at the Institute of Industrial and Business Technologies of the Ukrainian State University of Science and Technology, a full member of the International Academy of Authors of Scientific Discoveries and Inventions.

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4326-8539>

e-mail: e.v.kuznetsow@ust.edu.ua

ЗМІСТ / CONTENTS

Балакін В.Ф., Соловійова І.А., Николаєнко Ю.М.

Проектування маршрутів виробництва труб з титанових сплавів на станах хптр
Balakin V., Soloviova I., Nykolayenko Yu.

Design of pipe production routes made of titanium alloys on mills of cold rolling of
pipes with rollers3

Білоус І.Ю., Голубенко О.О.

Енергоспоживання школи в умовах неповної зайнятості для різних режимів
опалення приміщень

Bilous I., Holubenko O.

Energy consumption of the school under conditions of partial occupancy for
different heating modes 11

Ванюков А. А., Камкіна Л.В., Іващенко В.П., Мянєвська Я.В., Сазонов П.О.

Аналіз стану термічно резервної зони доменної печі при використанні в шихті
рудовугільних композицій

Vanyukov A. A., Kamkina L.V., Ivashchenko V.P., Myanovska Ya.V., Sazonov P.O.

Analysis of the condition of the thermal reserve zone of the blast furnace when using
coal compositions in the charge29

Golubenko T., Lutsenko V., Lutsenko O.

Effect of Treatment Temperature on Structure Formation in Cr-Mo-V Steel

Голубенко Т.М., Луценко В.А., Луценко О.В.

Вплив температури обробки на формування структури Cr-Mo-V сталі50

Кошоводов Д.В., Бояркін В.В., Бойко М.Г., Івлєв О.М.

Дослідження впливу довжини зони калібрування монолітної волоки на
нерівномірність деформації при виробництві низьковуглецевого дроту

Konovodov D.V., Boiarkin V.V., Boiko M.H., Ivliev O.M.

Investigation of the monolithic die bearing length on the non-uniform strain during the low-carbon wire production62

Мельянцов П.Т., Лосіков О.М., Сидоренко В.К.

Аналітичні обґрунтування структурних параметрів технічного стану опори п'яти плунжера аксіально-поршневих гідромашин

Melyantsov P. T., Losikov O. M., Sidorenko V. K.

Analytical substantiation of the structural parameters of the technical condition of the five-plunger support of axial-piston hydraulic machines73

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

Дослідження впливу модифікування високодисперсним карбідом кремнію на щільність та макроструктуру виливків із вторинного сплаву системи Al-Si за різних теплофізичних умов затвердіння

Selivorstov V., Dotsenko Yu., Selivorstova T.

Study of the effect of modification with highly dispersed silicon carbide on the density and macrostructure of castings from the secondary alloy of the Al-Si system under different thermophysical solidification conditions88

Тогобицька Д.М., Поворотня І.Р., Піптюк В.П., Греков С.В., Кукса О.В.

Експертна система оцінки фізико-хімічних та теплофізичних властивостей марганецьвмісних феросплавів

Togobitska D., Povorotnia I., Piptiuk V., Grekov S., Kuksa O.

Expert system of assessment of physicochemical and thermophysical properties of manganese-containing ferroalloys102

Ступак Ю.О., Хохлова Т.С.

Дослідження горіння пилоподібного твердого палива та вплив окремих його властивостей на характер протікання початкових стадій горіння

Khokhlova T., Stupak Y.

Study of the dusty solid fuel combustion and the influence of its individual properties on the course of the combustion initial stages120

Пантейков С.П., Бондаренко Я.І., Романенко А.А., Узунов І.І.

Аналіз процесів ступінчастого відновлення марганцю з його діоксиду газом со і
газифікації твердого вуглецю з позицій термодинаміки

Panteikov S.P., Bondarenko Ya.I., Romanenko A.A., Uzunov I.I.

Analysis of the processes of manganese step restoration from its dioxide by co gas
and gasification of solid carbon from the position of thermodynamics 141

Kuznetsow E. V.

The phenomenon of thermodynamic action during plastic deformation of metals and
their alloys

Кузнєцов Є. В.

Явище термодинамічної дії при пластичному деформуванні металів та їх
сплавів 159

УДК 621.774.35

Балакін В.Ф., Соловйова І.А., Николаєнко Ю.М. **Проектування маршрутів виробництва труб з титанових сплавів на станах ХПТР** // Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.3-10

Для проектування варіантів маршрутів виробництва холоднокатаних труб з титанових сплавів необхідно: використовувати в кожному проході маршруту всі можливі варіанти обладнання для холодної прокатки металу, обмежуватися уніфікованими розмірами діаметрів та товщини стінки заготовок, розміри вихідної заготовки обмежувати сортаментом заготовок та використовувати режими деформації, що забезпечують максимальне використання пластичних властивостей металу. Метою дослідження є аналіз методик розрахунку маршрутів, технологічних карт, технології, основного та допоміжного обладнання для виробництва труб на станах холодної прокатки труб роликми з титанових сплавів. Розроблені алгоритми та програмне забезпечення дозволяють вирішити питання проектування маршрутів виробництва холоднокатаних труб з титанових сплавів на станах ХПТР на базі математичних моделей процесів деформації.

Бібл. 3, іл. 4, табл. 2.

UDC 621.774.35

Balakin V., Soloviova I., Nikolayenko Yu. **Design of pipe production routes made of titanium alloys on mills of cold rolling of pipes with rollers**// Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 3 – 10.

In order to design variants of routes for the production of cold-rolled pipes from titanium alloys, it is necessary to: use in each pass of the route all possible variants of equipment for cold rolling of metal, be limited to uniform dimensions of the diameters and wall thickness of the blanks, limit the dimensions of the initial blank to the range of blanks and use deformation modes that ensure maximum use plastic properties of metal. The purpose of the study is to analyze the method of route calculation, technological maps, technology, main and auxiliary equipment for the production of pipes from titanium alloys on mills of cold rolling of pipes with rollers. The developed algorithms and software make it possible to solve the issue of designing routes for the production of cold-rolled pipes from titanium alloys on the mills of cold rolling of pipes with rollers on the basis of mathematical models of deformation processes.

Ref. 3, fig. 4, table 2.

УДК 620.91

Білоус І.Ю., Голубенко О.О. **Енергоспоживання школи в умовах неповної зайнятості для різних режимів опалення приміщень**// Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.11-28

У статті розглянута актуальна проблема зниження енергоспоживання в українських школах. Дослідження фокусується на енергоефективному використанні шкільних просторів в умовах неповної зайнятості приміщень. Методи аналізу включають енергетичне моделювання в DesignBuilder. Основні результати показують, що розміщення класних кімнат одна-над-одною забезпечує найвищу енергоефективність, на 22,3% вищу порівняно з іншими конфігураціями. Також виявлено, що без модернізації опалювальної системи неможливо забезпечити комфортні умови у холодні періоди. Результати цієї роботи важливі для розробки стратегій управління шкільними просторами в умовах неповної зайнятості приміщень.

Бібл. 15, іл. 8, табл. 2.

UDC 620.91

Bilous I., Holubenko O. **Energy consumption of the school under conditions of partial occupancy for different heating modes**// Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 11 – 28.

The challenges facing the Ukrainian education system, particularly in light of demographic changes and the impact of war, are examined in this research. It highlights the potential for optimizing the operation modes of school buildings under conditions of partial occupancy to reduce energy consumption and ensure comfortable conditions for students.

Energy modeling analysis using DesignBuilder software shows that the configuration of classrooms significantly impacts the energy efficiency of buildings. The best results for energy efficiency were achieved with rooms stacked on top of each other, outperforming the variant with three rooms on the middle floor by 22.3%, and mixed configurations by 8.5% and 16%. This efficiency is due to minimized contact with unheated premises and maximized solar heat gains. However, without appropriate building upgrades, the use of limited spaces may not provide adequate comfort conditions in colder periods. For the rooms studied (45-48m²), the required heating device capacity to maintain comfortable conditions varies from 7.5 to 10.5 kW, depending on the level of insulation, which is 3-5 times more than the standard capacity for such spaces.

Ref. 15, fig. 8, table 2.

УДК 622.778.873.6

Ванюков А. А., Камкіна Л.В., Іващенко В.П., Мянєвська Я.В., Сазонов П.О. **Аналіз стану термічно резервної зони доменної печі при використанні в шихті рудовугільних композицій**// Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.29-49

Розглянуто виникнення та існування зон у доменній печі, обумовлене закономірностями теплообміну. У середній зоні доменної печі температура потоку газу, що виходить, залишається відносно постійною і в ній не відбуваються хімічні процеси. Це "термічно резервна зона", верхня частина цієї зони - "хімічно резервна зона" представлена вюститом, який не відновлюється. Резерв цієї зони - утворення газової фази. При добавках у шихту рудовугільних композицій відбувається відновлення оксидів заліза ($t=1000\text{ }^{\circ}\text{C}$) за реакцією $\text{Fe}_2\text{O}_3+\text{C}=\text{Fe}_3\text{O}_4+\text{CO}_2$ та газифікації вуглецю $\text{CO}_2+\text{C}=2\text{CO}$ (Реакція Будуара). Газова фаза (CO), що утворюється, інтенсивно відновлює оксиди заліза. Композити для доменної плавки виробляються із суміші доменних шлаків із добавками цементу. Суміш переробляється в рудовугільні котуни або брикети. Доменна плавка на металургійних заводах України, Південної Кореї, Японії показала, що використання рудовугільних композитів є ефективною добавкою в шихту доменної плавки для зниження витрати коксу. В основі ефекту рудовугільного композиту лежить теорія "Тісного контакту"

Бібл. 24, іл. 4, табл. 2.

UDC 622.778.873.6

Vanyukov A. A., Kamkina L.V., Ivashchenko V.P., Myanovska Ya.V., Sazonov P.O. **Analysis of the condition of the thermal reserve zone of the blast furnace when using coal compositions in the charge**// Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 29 – 49.

The emergence and existence of zones in the blast furnace due to the laws of heat exchange are considered. In the middle zone of the blast furnace, the temperature of the outgoing gas stream remains relatively constant and no chemical processes occur in it. This is the "thermal reserve zone", the upper part of this zone - the "chemical reserve zone" is represented by wustite, which is not restored. The reserve of this zone is the formation of a gas phase. When additives are added to the charge of ore-coal compositions, iron oxides are reduced ($t=1000\text{ }^{\circ}\text{C}$) by the reaction $\text{Fe}_2\text{O}_3+\text{C}=\text{Fe}_3\text{O}_4+\text{CO}_2$ and carbon gasification $\text{CO}_2+\text{C}=2\text{CO}$ (Boudoir reaction). The resulting gas phase (CO) intensively reduces iron oxides. Composites for blast furnace smelting are produced from a mixture of blast furnace slurries with cement additives. The mixture is processed into coal pellets or briquettes. Blast furnace smelting at metallurgical plants in Ukraine, South Korea, and Japan has shown that the use of ore-coal composites is an effective additive to the charge of blast furnace smelting to reduce coke consumption. The coal-coal composite effect is based on the theory of "Coupling Phenomenon" between carbon and iron-containing materials in the composite pellet. Their interaction takes place, as research has shown, at temperatures of 250-420°C in a CO atmosphere. Taking into account the Boudoir reaction, the temperature in the thermal reserve zone of the blast furnace decreases by 80-200°C.

Ref. 24, fig. 4, table 2.

УДК 621.785:669.15-194:669.1.017

Голубенко Т.М., Луценко В.А., Луценко О.В. **Вплив температури обробки на формування структури Cr-Mo-V сталі**// Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.50-61

Розглядається вплив підвищення температури нагріву на структуру і властивості сталі 31CrMoV9. Показано, що збільшення температури аустенізації (при охолодженні з однаковою швидкістю) приводить до збільшення кількості мартенситу, укрупнення його голок та збільшення міжпластинкової відстані в перліті. Для отримання рівномірної структури в легованій сталі слід нагрівання проводити при температурі 850°C.

Бібл. 15, іл. 5, табл. 2

UDC 621.785:669.15-194:669.1.017

Golubenko T., Lutsenko V., Lutsenko O., **Effect of Treatment Temperature on Structure Formation in Cr-Mo-V Steel**// **Modern problems of metallurgy**, № 27 – 2024. P. 50 – 61.

Considered the effect of increasing heating temperature on the structure and properties of 31CrMoV9 steel. Established that an increase in the temperature of austenization (with cooling at the same rate) leads to an increase in the amount of martensite, enlargement of its needles, and an increase in the interplate distance in pearlite. To obtain a uniform structure in alloy steel, heating should be carried out at a temperature of 850°C.

Ref.15, fig. 5, table 2

УДК 621.778

Коноводов Д.В., Бояркін В.В., Бойко М.Г., Івлєв О.М. **Дослідження впливу довжини зони калібрування монолітної волоки на нерівномірність деформації при виробництві низьковуглецевого дроту**// Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.62-72

Розглянуто особливості деформації при волочінні дроту. Дослідження присвячені визначенню впливу геометричних параметрів волоки на деформацію. Створено математичну модель процесу з використанням методу скінчених елементів в програмному середовищі QForm UK. Визначено вплив довжини зони калібрування волоки на силу волочіння та нерівномірність деформації.

Бібл. 9, іл. 4, табл. 1

UDC 621.778

Konovodov D.V., Boiarkin V.V., Boiko M.H., Ivliev O.M. **Investigation of the monolithic die bearing length on the non-uniform strain during the low-carbon wire production**// **Modern problems of metallurgy**, № 27 – 2024. P. 62– 72.

Deformation features during wire drawing were considered. Research is devoted to determining the influence of the geometric parameters of the die on deformation. A mathematical model of the process was created using the finite element method in the QForm UK software environment. The dependence of the wiring force and non-uniform strain sides on the die bearing length was determined.

Ref. 9, fig. 4. table 1

УДК 62-82

Мельянцов П. Т., Лосіков О. М., Сидоренко В. К. **Аналітичні обґрунтування структурних параметрів технічного стану опори п'яти плунжера аксіально-поршневих гідромашин**// Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.73-87

Розглядаються умови роботи п'яти плунжера качаючого вузла аксіально-поршневої гідромашини, яка представляє собою гідростатичний підшипник, і формує зазор в спряженні «кільцева опора п'яти – опора люльки», зміна якого впливає на працездатність гідроагрегату. Аналітично виявлено залежність між зміною висоти кільцевої опори п'яти

плунжера, зазором в спряженні та тиском робочої рідини, яка вказує на можливість використання в якості структурного параметра для контролю кільцевої опори п'яти плунжера і визначення придатності її для проведення відновлювальних операцій, висоту кільцевої опори п'яти, за умови рівномірного її зношення. Визначено, що втрати робочої рідини між кільцевою опорою п'яти і опорою люльки за своїм об'ємом не впливають суттєво на об'ємний коефіцієнт корисної дії трансмісії і можуть компенсуватися насосом підживлення.

Бібл. 7, іл. 4, табл. 2.

UDC 62-82

Melyantsov P. T., Losikov O. M., Sidorenko V. K. **Analytical substantiation of the structural parameters of the technical condition of the five-plunger support of axial-piston hydraulic machines**// Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 73– 87.

The operating conditions of the heel of the plunger of the pumping unit of the axial-piston hydraulic machine, which is a hydrostatic bearing, and forms a gap in the coupling "annular support of the heel - support of the cradle", the change of which affects the performance of the hydraulic unit, are considered. The relationship between the change in the height of the annular support of the plunger heel, the gap in the coupling and the pressure of the working fluid was analytically revealed, which indicates the possibility of using the height of the annular support as a structural parameter to control the annular support of the plunger heel and determine its suitability for carrying out restoration operations five, provided that it wears evenly. It was determined that the losses of the working fluid between the ring support of the heel and the support of the cradle in terms of their volume do not significantly affect the volumetric efficiency of the transmission and can be compensated by the booster pump.

Ref. 7, fig. 4, table. 2.

УДК 621.745.55

Селівьорстов В.Ю., Доценко Ю.В., Селівьорстова Т.В. **Дослідження впливу модифікування високодисперсним карбідом кремнію на щільність та макроструктуру виливків із вторинного сплаву системи Al-Si за різних теплофізичних умов затвердіння**// Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.89-102

Представлені результати досліджень визначення впливу модифікування вторинного алюмінієвого ливарного сплаву системи Al-Si високодисперсним карбідом кремнію марки F1200 з розміром часток 1 – 3 мкм у кількості від 0,1 до 0,3 мас.% на щільність литого металу та макроструктуру циліндричних виливків висотою 150 мм та середнім діаметром 50 мм, що отримані литтям в кокіль та в піщано-глинисту форму з додаванням високодисперсного карбиду кремнію.

Бібл. 9, іл. 7, табл. 2.

UDC 621.745.55

Selivorstov V., Dotsenko Yu., Selivorstova T. **Study of the effect of modification with highly dispersed silicon carbide on the density and macrostructure of castings from the secondary alloy of the Al-Si system under different thermophysical solidification conditions**// Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 89– 102.

Presented are the results of research on determining the effect of modification of the secondary aluminum casting alloy of the Al-Si system with highly dispersed silicon carbide of the F1200 brand with a particle size of 1-3 μm in the amount from 0.1 to 0.3 wt.% on the density of the cast metal and the macrostructure of cylindrical castings with a height of 150 mm and with an average diameter of 50 mm, obtained by casting in a metal mold and in a sand-clay mold with the addition of highly dispersed silicon carbide.

Ref. 9, fig. 7, table. 2.

УДК 669.02/09:669.168:669.15'74-198..003.12

Тогобицька Д.М., Поворотня І.Р., Піптюк В.П., Греков С.В., Кукса О.В. **Експертна система оцінки фізико-хімічних та теплофізичних властивостей марганецьвмісних феросплавів** // Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.102-119

Розглянуто можливість використання феросплавів, що не відповідають стандартам за хімічним складом у металургійній галузі, з метою отримання якісної сталі. Розроблено та запропоновано моделі для прогнозування фізико-хімічних та теплофізичних властивостей марганецьвмісних феросплавів на основі концепції спрямованого хімічного зв'язку з високою точністю. Проведено експертну оцінку адекватності розроблених моделей на промислових даних.

Бібл. 24, іл. 5, табл. 1.

UDC 669.02/09:669.168:669.15'74-198..003.12

Togobitska D., Povorotnia I., Piptiuk V., Grekov S., Kuksa O. **Expert system of assessment of physicochemical and thermophysical properties of manganese-containing ferroalloys**// Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 102– 119.

The possibility of using ferroalloys that do not meet standards in terms of chemical composition in the metallurgical industry in order to obtain high-quality steel is considered. Models for predicting the physicochemical and thermophysical properties of manganese-containing ferroalloys based on the concept of directional chemical bonding with high accuracy have been developed and proposed. An expert assessment of the adequacy of the developed models based on industrial data was carried out.

Ref. 24, fig. 5, table. 1.

УДК 669.162.22+267.4

Ступак Ю.О., Хохлова Т.С. **Дослідження горіння пилоподібного твердого палива та вплив окремих його властивостей на характер протікання початкових стадій горіння**// Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.120-140

Експериментально підтверджено тісний зв'язок між температурою займання палива та виходом з нього летких речовин, зокрема з'ясовано, що температура займання палива функціонально залежить від вмісту СО в летких речовинах, вихід якого з палива може бути одним з важливих критеріїв при оцінці його горючості (займистості). Висунуто тезу про доцільність використання параметру «температура займання» як такого, який слід враховувати (а в окремих випадках – визначати), оскільки він тісно пов'язаний як з часом до займання часток палива, так і з повнотою його згорання на початкових стадіях, що було доведено експериментальним шляхом.

Бібл. 28, іл. 9, табл. 3

UDC 669.162.22+267.4

Stupak Yu., Khokhlova T. **Study of the dusty solid fuel combustion and the influence of its individual properties on the course of the combustion initial stages**// Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 120– 140.

Experimentally confirmed a close relationship between the ignition temperature of the fuel and the release of volatile substances from it, in particular, it was found that the ignition temperature of the fuel functionally depends on the content of CO in volatile substances, the release of which from the fuel can be one of the important criteria when assessing its flammability. The thesis is put forward about the expediency of using the "ignition temperature" parameter as such, which should be taken into account (and in some cases - determined), since it is closely related to both the time to ignition of fuel particles and the completeness of its combustion in the initial stages, which was proved experimentally.

Ref. 28 fig. 9, table. 3

УДК 669.173 + 544–971

Пантейков С.П., Бондаренко Я.І., Романенко А.А., Узунів І.І. **Аналіз процесів ступінчастого відновлення марганцю з його діоксиду газом СО і газифікації твердого вуглецю з позицій термодинаміки**// Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.141-158

У статті наведені результати термодинамічної оцінки перебігу хімічних реакцій ступінчастого відновлення марганцю з його діоксиду газом-відновником СО і газифікації твердого вуглецю. Метою роботи є визначення умов перебігу кожної хімічної реакції і значень їх граничних (рівноважних) температур за допомогою виразів з літературних джерел та отриманих формул для розрахунку вільної енергії Гіббса залежно від температури. Підтверджені та теоретично обґрунтовані положення про можливість перебігу при певних температурах реального процесу у відновних печах реакцій непрямого відновлення Mn_2O_3 з MnO_2 , Mn_3O_4 з Mn_2O_3 , MnO з Mn_3O_4 за рахунок газу СО і реакції Белла-Будуара, а також про неможливість перебігу у відновлювальних печах реакції непрямого відновлення Mn з MnO газом СО.

Бібл. 32, іл. 2, табл. 2

UDC 669.173 + 544–971

Panteikov S.P., Bondarenko Ya.I., Romanenko A.A., Uzunov I.I. **Analysis of the processes of manganese step restoration from its dioxide by CO gas and gasification of solid carbon from the position of thermodynamics**// Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 141– 158.

The article presents the results of a thermodynamic assessment of chemical reactions of the manganese stepwise reduction from its dioxide with the reducing gas CO, as well as chemical reaction of solid carbon gasification. The purpose of the work is to determine the conditions for the occurrence of each chemical reaction and the values of their boundary (equilibrium) temperatures using expressions from literary sources and the resulting formulas for calculating the Gibbs free energy depending on temperature. Based on the thermodynamic analysis carried out, confirmed and theoretically justified the provisions on the possibility of indirect reduction reactions of Mn_2O_3 from MnO_2 , Mn_3O_4 from Mn_2O_3 at all temperatures of the real process in reduction furnaces by CO gas, gasification reaction of solid carbon at moderate and at high temperatures of the real process in reduction furnaces, as well as the impossibility of the indirect reduction reaction of Mn from MnO by CO gas at all temperatures of the actual process in reduction furnaces; the value of the boundary (equilibrium) reaction temperature of the gasification reaction of solid carbon was specified, which, according to the author, was 709°C

Ref. 32 fig. 2, table. 2

УДК 621.77.014

Кузнєцов Є. В. **Явище термодинамічного впливу при пластичному деформуванні металів та їх сплавів.** // Сучасні проблеми металургії, № 27 – 2024. С.159-172

На прикладі металів та їх сплавів розглянуто механізм та загальні закономірності термодинамічного збудження твердих кристалічних тіл при пластичному деформуванні. Описано функціональний зв'язок між зміною термодинамічних потенціалів речовини деформованого об'єму та його поведінкою в процесі формоутворення, а також у післяопераційний період. На основі синергетичного методу аналізу сильно нерівноважних систем показано, що найбільш сприятливий з технологічної точки зору адаптивний функціональний відгук виникає у разі, коли деформуючий вплив здійснюється з урахуванням природної здатності речовини заготівлі до релаксації. Отримані результати застосовні не тільки для операцій обробки металів тиском, але і в технології різання.

Бібл. 28.

UDC 621.77.014

Eugene V. Kuznetsow. **The phenomenon of thermodynamic action during plastic deformation of metals and their alloys.** // Modern problems of metallurgy, № 27 – 2024. P. 159– 172.

Using metals and their alloys as an example, the mechanism and general laws of thermodynamic excitation of solid crystalline bodies during plastic deformation are considered. The functional relationship between the change in the thermodynamic potentials of the substance of the deformed volume and its behavior during the process of shape forming, as well as in the postoperative period, is described. It is shown based on the synergetic method of analyzing highly nonequilibrium systems that from a technological point of view the most favorable adaptive functional response arises in the case when the deforming influence is exerted taking into account the natural ability of the workpiece substance to relaxation. The got results are applicable not only for metal forming operations, but also in cutting technology.

Ref. 28.

СУЧАСНІ ПРОБЛЕМИ МЕТАЛУРГІЇ

НАУКОВІ ВІСТІ

№ 27

Технічна редакція: Островська К.Ю.
Комп'ютера верстка: Селівьорстова Т.В.

Здано в набір 09.04.24. Підписано до друку 31.05.24.
Формат А4. Гарнітура Шкільна. Тираж 300. Зам. № 07/24.

Український державний університет науки і технологій
ННІ «Інститут промислових та бізнес технологій»
49005, Дніпро
st@nmetau.edu.ua

Свідоцт во про державну реєст рацію друкованого засобу масової інформації:
Серія КВ № 8684