

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

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

№3
(140)
2023

ЗАГАЛЬНОДЕРЖАВНИЙ НАУКОВО-ТЕХНІЧНИЙ ЖУРНАЛ

Видається з березня 1997 року
Виходить 6 разів на рік

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

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

Дніпро
2023

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
УКРАЇНСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ НАУКИ І ТЕХНОЛОГІЙ
АКАДЕМІЯ ІНЖЕНЕРНИХ НАУК УКРАЇНИ

Загальнодержавний
науково-технічний журнал

ISSN 1028-2335

Випуск 3 (140) 2023р

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

Наказом МІНІСТЕРСТВА ОСВІТИ І
НАУКИ УКРАЇНИ №157 від
09.02.2021 р. журнал включено до
категорії «Б» переліку наукових
фахових видань України, по
спеціальностям:

133 – Галузеве машинобудування;
136 – Металургія;
161 – Хімічні технології

Формат 60x84¹/₈.
Ум.друк.арк. 5,93

Адреса редакції та видавця: Український
державний університет науки і технологій
України, вул.Лазаряна, 2, м.Дніпро, 49006
т.(056) 745-41-96;
Тираж 100 прим.

Засновники:

Український державний університет науки і технологій;
Центр (відділення) матеріалознавства і металургії Академії
інженерних наук України

Редакційна колегія

Головний редактор

д.т.н., проф. **Пройдак Ю.С.** (Україна)

Заступник головного редактора

д.т.н., проф. **Камкіна Л.В.** (Україна)

д.т.н., проф. Білодіденко С.В.	(Україна)
д.т.н., проф. Волкова О. І.	(Німеччина)
д.т.н., проф. Гнатушенко В.В.	(Україна)
д.т.н., проф. Кнапинський М.Я.	(Польща)
д.т.н., проф. Куцова В.З.	(Україна)
д.т.н., проф. Лежнев С.М.	(Казахстан)
д.т.н., проф. Лялюк В.П.	(Україна)
д.т.н., проф. Малий Є.І.	(Україна)
д.т.н., проф. Медовар Л.Б.	(Україна)
д.т.н., проф. Сігарьов Є.М.	(Україна)
д.т.н., проф. Стовпченко Г.П.	(Україна)
д.т.н., проф. Фролов Я.В.	(Україна)
д.т.н., проф. Шатоха В.І.	(Україна)

Передрук лише за дозволом редакції

При використанні матеріалів посилання на журнал обов'язкове
**Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу,
наданого автором до друку**

Матеріали публікуються на мові оригіналу

За якість перекладу статей на англійську мову редакція відповідальності не несе
**Редакційна рада залишає за собою право змінювати текст статей,
не впливаючи на загальний зміст наданого матеріалу**



+38056-745-41-96;

Комп'ютерне верстання О.Г.Безшкурєнко

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

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

©Український державний університет науки і технологій 2023

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

THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY

#3
(140)
2023

GENERAL STATE SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL

Issued since March 1997
Released 6 times a year

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

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

Dnipro
2023

MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE
Ukrainian State University of Science and Technologies
ACADEMY OF ENGINEERING SCIENCES OF UKRAINE

National scientific journal

ISSN 1028-2335

Edition 3 (140) 2023 year

Certificate of registration:

KB № 21962-11862ПП

23.03.2016

By the order of the MINISTRY OF
EDUCATION AND SCIENCE OF
UKRAINE №157 from 09.02.2021,
the journal is included in category "B"
of the list of scientific professional
publications of Ukraine, by
specialties:

133 - Industry engineering;

136 - Metallurgy;

161 - Chemical technologies

Format 60x84¹/₈.

CPP. 5,93

Editorial address and publisher: Ukrainian
State University of Science and Technologies,

Lazarana,2 , Dnipro 49006

т.(056) 745-41-96;

Copies of 100.

Founders:

Ukrainian State University of Science and Technologies;
Center (Department) of Materials Science and Metallurgy of the
Academy of Engineering Sciences of Ukraine

Editorial board

Editor in Chief

D.Tech.Sc., prof. **Proydak Yu** (Ukraine)

Honorable Editor

D.Tech.Sc., prof. **Kamkina L.** (Ukraine)

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

Reproduction only with permission of the publisher

With reference to the journal is obligatory

Publisher is not responsible for the content of the material,
by authors for publication

Publikuyutsya materials in the original language

For quality translations of articles on English version is not liable

Editorial Board reserves the right to change the text of the articles without affecting
the overall content of the material



+38056-745-41-96;

Computer layout by Olexej Bezshkurenko

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

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

©Ukrainian State University of Science and Technologies 2023

УДК 622.83+539.4

<https://doi.org/10.34185/tpm.3.2023.01>

Маліч М.Г., Катан В.О., Різо З.М., Кресс Д.В., Авраменко С.О.

Аналіз руйнування призматичних усічено-конусних зразків гірської породи при симетричному та асиметричному навантаженні

Malich M.G., Katan V.O., Rizo Z.M., Kress D.V., Avramenko S.O.

Analysis of destruction of prismatic truncated-conical rock specimens under symmetrical and asymmetric loading

Мета. Аналіз руйнування призматичних усічено-конусних зразків гірської породи на підставі математичного моделювання з використанням встановлених закономірностей напружень та деформацій у гірській породі при симетричному та асиметричному навантаженні.

Методика. Використано комплексний метод узагальнення закономірностей теорії пружності та пластичності, закономірності розподілу контактних нормальних та дотичних напружень, рівняння граничного стану матеріалів, заснованих на критерії міцності Кулону; теорії ліній ковзання; зіставлення теоретичних результатів з експериментальними діаграмами «нормальне напруження-подовжня деформація» зразків; факти та явища руйнування гірських порід; узагальнення теоретичних закономірностей, що виникають при силовому навантаженні породи в дробарках.

Практична значущість. Створення асиметричних умов навантаження з використанням сил контактної тертя з врахуванням фрикційних та міцнісних характеристик матеріалу, що руйнується, дозволять планувати та знижувати енергоспоживання при дезінтеграції у дробарках.

Ключові слова: гірські породи, усічено-конусні зразки, теорії руйнування, контактне тертя, дотичні напруження, асиметрія, дробарки.

Goal. Analysis of the destruction of prismatic truncated-conical rock samples based on mathematical modeling using the established patterns of stresses and deformations in the rock under symmetrical and asymmetrical loading.

Method. A complex method of generalization of the laws of the theory of elasticity and plasticity, the laws of the distribution of contact normal and tangential stresses, the equation of the limit state of materials based on the Coulomb strength criterion was used; theories of slip lines; comparison of theoretical results with experimental "normal stress-longitudinal strain" diagrams of samples; facts and phenomena of rock destruction; generalization of theoretical regularities that arise during force loading of rock in crushers.

Practical significance. Creating asymmetric load conditions using contact friction forces, taking into account the frictional and strength characteristics of the material being destroyed, will allow planning and reducing energy consumption during disintegration in crushers.

Key words: rocks, truncated cone samples, theories of destruction, contact friction, tangential stresses, asymmetry, crushers.

Вступ. Для оцінки технологічних та конструктивних параметрів машин для дезінтеграції гірських порід та в процесах дроблення треба мати характеристики міцності шматків гірської породи [1,2]. Для цього використовують довідники з даними про фізико-механічні характеристики матеріалів або проводять експериментальні дослідження на міцність стандартних зразків правильної форми [3,4,5]. Така інформація присутня і в англійській сучасній технічній літературі [6,7], де неодноразово були проаналізовані форми руйнування стандартних зразків гірських порід. Але ці дані не є типовим у реальних умовах дезінтеграції твердих корисних копалин, тому важливо змодельувати вплив різних форм зразків гірської породи на їх міцність. В статті ставиться задача оцінити вплив кута відхилення бічної поверхні призматичного усічено-конусного зразка від нормалі до контактної площини на їх міцність при симетричному та асиметричному навантаженні.

Основна частина. В технічній літературі з обробки металів тиском така задача існує.

Скористаємося відомою методикою [8] обліку кута γ – кута між нормаллю до основи зразка та його бічної поверхні, викладеної в літературі для усічено-конусного зразка. На рис.1 наведені схеми траєкторій максимальних ефективних дотичних напружень (ТМЕДН ξ) для усічено-конусних зразків при симетричному навантаженні.

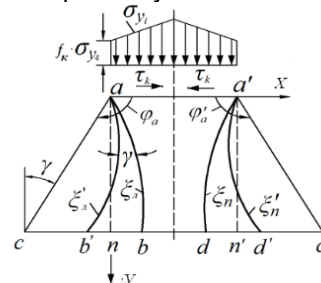


Рисунок 1 - Схеми ТМЕДН (ξ'_n и ξ_n) для усічено-конусних зразків при симетричному навантаженні

Також розглянемо інші відхилення бічної поверхні зразка від нормалі з однією (рис.2,а) та з двох сторін (рис.2,б).

© Маліч М.Г. – к.т.н., доц. УДУНТ
Катан В.О. – к.ф.-м.н., доц. ДНУ
Різо З.М. – аспірант ІГТМ
Кресс Д.В. – аспірант ІГТМ
Авраменко С.О. – аспірант ІГТМ

Malich M. – c.t.s., docent USUST
Katan V. – c.f.-m.s., docent DNU
Rizo Z. – PhD student at IGTU
Kress D. – PhD student at IGTU
Avramenko S. – PhD student at IGTU

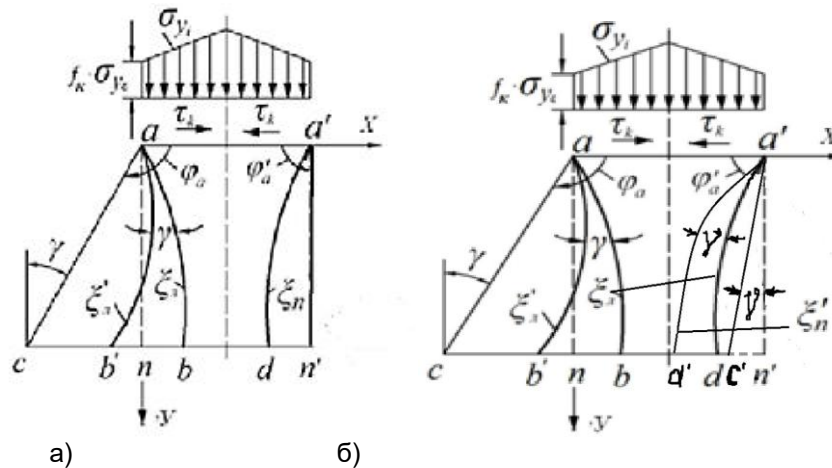


Рисунок 2 – Схеми ТМЕДН (ξ'_n и ξ_n) для усічено-конусних зразків з різними відхиленнями початкової форми при симетричному навантаженні

Для точного розрахунку слід використовувати метод розрахунку параметрів діаграм для циліндричного зразка, скоригованими з урахуванням його конусності.

Однак рішення настільки ускладнюється, що важко зберегти фізичний зміст складових згаданих виразів, враховуючи при цьому невелику різницю рівня достовірності призматичних та циліндричних зразків. Тому проведемо приблизний розрахунок для усічено-конусного призматичного зразка.

Спочатку розглянемо симетричне навантаження, як це показано у [9].

$$\sigma_{y\xi} = \frac{1}{\mu} \left(\frac{k_n(1+\mu d)(1+\sin \rho \sqrt{1-b_\xi^2}) \cdot \exp(2\mu(\beta_\xi + \beta_b))}{1-\sin \rho \sqrt{1-b_b^2}} - k_b \right); \quad (2)$$

$$\text{де } k_b = \frac{(k_n + \mu \sigma_{y\xi})(1-\sin \rho \sqrt{1-b_\xi^2})}{(1+\mu d)(1+\sin \rho \sqrt{1-b_b^2}) \exp(-4\mu\beta_b)}, \quad b = f \sigma_y / (k + \mu \sigma_y), \quad (3)$$

де μ - коефіцієнт внутрішнього тертя; k_n – межа міцності на зсув; f – коефіцієнт контактного тертя.

Після підстановки кута γ рівняння будуть мати вигляд

$$\begin{cases} \sigma_{y\xi} = \frac{1}{\mu} \left(\frac{k_n(1+\mu d)(1+\sin \rho \sqrt{1-b_\xi^2}) \cdot \exp(2\mu(\beta_\xi + \beta_b + \gamma))}{1-\sin \rho \sqrt{1-b_b^2}} - k_b' \right); \\ k_b' = \frac{(k_n + \mu \sigma_y) \exp(-4\mu(\beta_b + \gamma))}{(1+\mu d)(1+\sin \rho \sqrt{1-b_b^2}) \exp(-4\mu(\beta_b + \gamma))}. \end{cases} \quad (4)$$

Складніша справа з визначенням параметрів b_ξ і b_b у зв'язку з загасанням дотичних напружень всередині зразка, оскільки діаметр горизонтального перерізу вздовж осі ординат у весь час зростає згідно з формулою

$$a_i = a_1 + 2y \cdot \operatorname{tg} \gamma, \quad (5)$$

де a_1 - діаметр зразка на верхній площині.

Вважаємо, що, базуючись на принципі Сен-Венана про можливу заміну зовнішнього нерівномірного навантаження рівномірним всередині тіла, дотичні напруження в будь-якому горизонтальному перерізі приймаємо постійними. Тоді визначення параметрів b_ξ і b_b та з розподілом нормальних

Кут γ безпосередньо вводиться у кут повороту ТМЕДН ξ . Тоді кут нахилу (ТМЕДН ξ)

$$\alpha_\xi = \frac{\pi}{4} + \frac{\rho}{2} + \beta_\xi + \gamma, \quad (1)$$

де ρ – кут внутрішнього тертя; β_ξ – кут повороту ТМЕДН ξ від контактної площини.

ТМЕДН ξ'_n повертається відносно осі x на кут γ . Цей кут вводиться в експоненти рівнянь системи [9], базовими рівняннями якої є визначення вертикального напруження у вершині тріщини

напружень у горизонтальних перерізах зразка розраховуємо за лінійним законом за Л. Прандтлем. Скоригуємо його з урахуванням загасання максимального коефіцієнта контактної площини за перерізами зразка. Тоді згідно з ними залежність розподілу нормальних напружень має вигляд

$$\sigma_{y_i} = \sigma_{y_0} \left(1 + \frac{2f_{\kappa}}{1 + \frac{2y \cdot \operatorname{tg} \gamma}{h}} \cdot (x + y \cdot \operatorname{tg} \gamma) \right) / \left(1 + 2 \frac{y \cdot \operatorname{tg} \gamma}{h} \right), \quad (6)$$

де σ_{y_0} - нормальне напруження в точках a і a' ; h – висота зразка.
Залежність розподілу дотичних напружень –

$$\tau_{xy} = \frac{f_{\kappa} \sigma_{y_i}}{\left(1 + \frac{2y \cdot \operatorname{tg} \gamma}{h} \right)}. \quad (7)$$

Враховуючи незалежність від абсциси та залежність від ординати, додамо параметрам b_{ξ} і b_b , наступний вигляд

$$b_{\xi} = \frac{f_{\kappa} \left(1 - \frac{2y}{h} \right) / \left(1 + \frac{2y \cdot \operatorname{tg} \gamma}{h} \right) \cdot \sigma_{y_{\xi}}}{k_n + \mu \sigma_{y_{\xi}}}, \quad (8)$$

$$b_b = \frac{f_{\kappa} \left(1 + \frac{2y \cdot \operatorname{tg} \gamma}{h} \right) \cdot \sigma_{y_{\xi}}}{k_n + \mu \sigma_{y_{\xi}}}. \quad (9)$$

Введенням дільників $(1+2y \cdot \operatorname{tg} \gamma)$ та $(1+2h \cdot \operatorname{tg} \gamma)$ ми враховуємо збільшення чи зменшення діаметра конусного зразка, першим дільником – усередині зразка, другим на нижній (опорній) поверхні. Відносний несучий майданчик при розвитку тріщин визначається за формулою

$$S_i = \frac{a_1 - 2x + 2y \cdot \operatorname{tg} \gamma}{a_1 + 2y \cdot \operatorname{tg} \gamma}. \quad (10)$$

Тоді формула для розрахунку питомого зусилля з урахуванням зміни розмірів горизонтальних перерізів зразка буде мати вигляд

$$p = \sigma_{y_{\xi}} \left((x \cdot \operatorname{tg} \gamma + 0,5a_1 - x) + \frac{f_{\kappa} \left(1 + \frac{2y \cdot \operatorname{tg} \gamma}{h} \right) \cdot (y \cdot \operatorname{tg} \gamma + 0,5a_1 - x)^2}{h} \right) / (a_1 - 2x + 2y \cdot \operatorname{tg} \gamma). \quad (11)$$

Тепер за формулами (10) і (11) з використанням залежності деформації від питомого зусилля $\epsilon = p/E$, де E - модуль пружності, будуємо повні криві діаграми «напруження – поздовжня деформація» (рис. 3) при різних значеннях кута γ , та різних формах зразків.

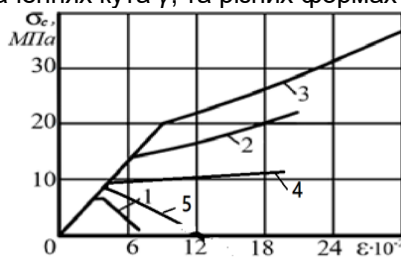


Рисунок 3 – Діаграма «напруження- деформація» рівностороннього та нерівносторонніх зразків при $k_n=1,0$ МПа; $\rho=45^\circ$: 1– $\gamma=0$; 2 – $\gamma=0,5$; 3 – $\gamma=0,7$ (рис.1) при $k_n=1,0$ МПа; $\rho=45^\circ$: 4 - $\gamma=0,5$ (рис.2,а) та 5 - $\gamma=0,5$ і $\gamma_i = - 0,3$ (рис.2,б)

З діаграм можна зробити висновок про суттєве зростання несучої здатності зразка зі збільшенням нижньої опорної полщини зі збільшенням кута γ згідно рис.1. У нерівносторонніх зразків (рис.2, а і б) також зі збільшенням нижньої опорної полщини є зростання несучої здатності.

У роботі [10] наведено експериментальні дані щодо руйнівного навантаження, при якому утворюється перша тріщина в усічено-конусних зразках, виготовлених з вугілля та цементу. Автором були виготовлені три партії зразків з донецького вугілля при різних співвідношеннях між вугіллям та цементом у співвідношенні 1:(0,3÷1). У межах партії склад зразків залишався постійним. Кожну

партію зразків виготовляли шляхом заливання спеціальних форм із органічного скла масою однакового складу з вугілля, цементу та води. Результати дослідів для рівностороннього зразка показано на рис. 4.

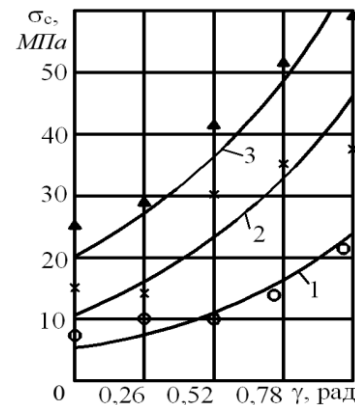


Рисунок 4. – Залежності руйнівних контактних напружень при стисненні усічено-конусних зразків (на цементі) від кута γ для рівностороннього зразка (рис.1.)

1 – $k_n=1,0$ МПа, $\rho=40^\circ$, $f_{\kappa}=0,15$; 2 – $k_n=2,2$ МПа, $\rho=40^\circ$, $f_{\kappa}=0,25$; 3 – $k_n=3,3$ МПа, $\rho=40^\circ$, $f_{\kappa}=0,15$

Автор книги наводить експериментальні дані залежно від кутів γ , на жаль, без значень необхідних для розрахунку параметрів – k_n , ρ , f_{κ} , E . Напруження, при яких виникає перша тріщина, автор називає руйнівними.

Зіставлення розрахункових кривих, побудованих на ймовірних значеннях параметрів k_n , ρ , f_k , свідчить про задовільну їхню збіжність з експериментальними даними. Так, збіжність кривих 1, 2 становить 82-87%, кривої 3 – 72-75%.

У усічено-конусних зразків змінюється і характер кутів тріщиноутворення порівняно із зразками правильної форми. Автор книги пише, що при руйнуванні усічено-конусних зразків виникають радіальні тріщини внаслідок розриву зовнішнього кільця матеріалу внутрішніми конусами (позначені для трьох партій крапками, хрестиками та трикутниками). Природно, ТМЕДН формують радіальні тріщини.

Зі твердженням автора книги, що руйнація відбувається внаслідок розриву кільця матеріалу внутрішніми конусами ми не можемо погодитися, оскільки немає сил, що розтягують. За нашим поданням та математичним моделюванням на підставі критерію Кулона з урахуванням контактної тертя руйнація відбувається за рахунок зсувних деформацій.

Аналогічно за наведеною методикою моделюємо руйнування усічено- конусних зразків при асиметричному навантаженні [11]. З урахуванням формул (4-10) де при $u > 0.5 h$ приймаємо $f_k = - f_k$ (так враховуємо асиметрію навантаження) будуємо залежності меж міцності від кута конусності при асиметричному розподілі контактних дотичних напружень

На рис.5 для порівняння наведені залежності меж міцності від кута конусності при симетричному і асиметричному розподілі контактних дотичних

напружень для зразків рівносторонньої форми (рис 1).

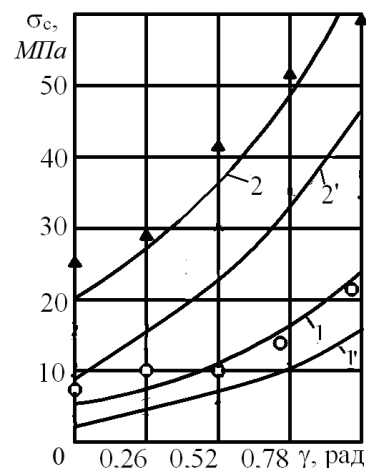


Рисунок 5 – Залежності руйнівних контактних напружень при стисканні усічено-конусних зразків з вугілля (на цементі) від кута γ при симетричному (1, 2) та асиметричному навантаженні (1', 2')

1 – $k_n=1,0$ МПа, $\rho=40^\circ$, $f_k=0,15$; 2 – $k_n=3,3$ МПа, $\rho=40^\circ$, $f_k=0,15$

Висновки. Розрахунки свідчать, що під впливом руйнівних контактних напружень міцність призматичних усічено-конусних зразків на стискання при асиметричному навантаженні (рис. 5, криві 1', 2') має значення в 1,8 -2,0 рази менше в порівнянні з симетричним навантаженням (рис. 5, криві 1, 2). Це з одного боку підтверджує збільшення міцності усічено-конусних зразків при стисканні від кута γ , а з другого боку зниження міцності від асиметрії навантаження.

Список літератури

- Білецький В.С., Олійник Т.А., Смирнов В.О., Скляр Л.В. Техніка та технологія збагачення корисних копалин. Частина І. Підготовчі процеси. – Кривий Ріг: Видавець ФОР Чернявський Д.О., 2019. –200 с.
- Блохин В.С., Большаков В.И., Малич Н.Г. Основні параметри технологічних машин. Машини для дезінтеграції твердих матеріалів: Учебное пособие, ч.1. Днепропетровск: ИМА-пресс, 2006. 404с. – Рос. мовою.
- Барон, Л.И. Гірничо-технічне породознавство. М.: Наука, 1977. – 324с. – Рос. мовою.
- Виноградов В.В. Геомеханіка управління станом масиву поблизу гірничих виробок.– К.: Наукова думка, 1983.– 192 с. – Рос. мовою.
- Шашенко О.М., Сдвижкова О.О., Гапєєв С.М. Деформованість та міцність масивів гірських порід: Монографія. – Д.: Національний гірничий університет, 2008. – 224 с. – Рос. мовою.
- Mingqing, Y. Mechanical characteristic of the exponential strength criterion under conventional stresses / Y. Mingqing. *Int J Rock Mech Min Sci.* – 2010. – Vol. 47. – Iss. 2. – P. 195-204.
- Erik Eberhardt, The Hoek–Brown Failure Criterion / Erik Eberhardt. *Rock Mechanics and Rock Engineering* – 2012. – Vol. 45 – Iss. 6 - pp 981–988.
- Томленов, А.Д. Теорія пластичного деформування металів. М.: Металлургия, 1972. – 480 с. – Рос. мовою.
- Механіка утворення форм руйнування зразків гірських порід: монографія / Васильєв Л.М., Васильєв Д.Л., Малич Н.Г., Ангеловский А.А. – Дніпро: ИМА-пресс, 2018. 172с. – Рос. мовою.
- Одинцов В.Н. Відривне руйнування масиву скельних гірських порід М.: Ипкон. РАН. 1996.- 165с. – Рос. мовою.
- Малич М.Г. Енергетичний аналіз дроблення рудних матеріалів асиметричним навантаженням. *Теорія і практика металургії*. Дніпро. НМетАУ. 2022. №3. С. 38-44.

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 01.09.2023
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.09.2023

Кравченко В.П., Гладких В.А., Аносов О.В., Рубан А.В., Рябцев О.О.
Аналіз якості шихтових матеріалів при виробництві
висококремнистого феросиліцію.

Kravchenko V.P., Gladkikh V.A., Anosov O.V., Ruban A.V., Ryabtsev O.O.
Analysis of the quality of charge materials in the production
of high-silicon ferrosilicon.

Анотація. Феросиліцій виробляють шляхом відновлення кремнію, що міститься у кварциті, твердими вуглецевими відновниками у присутності заліза. Головними компонентами шихти для виробництва феросиліцію є кварцит, вуглецевий відновник та сталеві стружка, до яких висуваються жорсткі вимоги по фракції, вмісту шкідливих домішок, електропровідності. Високовідсоткові марки феросиліцію найбільш чутливі до якості відновника. У сучасній металургії відбулись зміни якісних характеристик коксової продукції в наслідок впровадження у доменному виробництві технології пилоувугільного палива (ПВП), яке застосовується в доменній плавці як добавка, що призвело до зміни вимог до доменного коксу, а саме – необхідності зниження хімічної активності та збільшення гарячої міцності коксу. Таким чином, одним з можливих напрямків оптимізації технології виплавки феросиліцію в умовах АТ "ЗФЗ" є підбір відновлювальних сумішей, що складаються з різних вуглецевісних матеріалів та задовольняють вимоги феросплавного виробництва щодо співвідношення показників реакційної здатності (CRI) та міцності коксу після реакції (CSR).

Ключові слова: ФЕРОСИЛІЦІЙ, ШИХТА, ВІДНОВНИК, РЕАКЦІЙНОЇ ЗДАТНОСТІ, ГАРЯЧА МІЦНІСТЬ.

Abstract. Ferrosilicon is produced by reducing the silicon contained in quartzite with solid carbon reducing agents in the presence of iron. The main components of the charge for the production of ferrosilicon are quartzite, carbon reducing agent and steel shavings, which are subject to strict requirements in terms of fraction, content of harmful impurities, and electrical conductivity. High-percentage grades of ferrosilicon are most sensitive to the quality of the reducing agent. In modern metallurgy, there have been changes in the quality characteristics of coke products as a result of the introduction of pulverized coal fuel (PVP) technology in blast furnace production, which is used in the blast furnace as an additive, which has led to changes in the requirements for blast furnace coke, namely, the need to reduce chemical activity and increase hot strength coke. Thus, one of the possible directions of optimization of ferrosilicon smelting technology in the conditions of JSC "Zfz" is the selection of reducing mixtures consisting of various carbon-containing materials and meeting the requirements of ferroalloy production regarding the ratio of reactivity indicators (CRI) and coke strength after reaction (CSR).

Key words: FERROSILICON, CHARGE, REDUCER, REACTIVITY, HOT STRENGTH.

Вступ. Феросиліцій — сплав кремнію із залізом — широко використовується в металургії насамперед для розкислення та легування під час виробництва майже всіх марок сталі. Крім того, високовідсоткові марки феросиліцію (65 % кремнію і

більше, табл. 1) [1] застосовуються у феросплавній промисловості як відновники в силіко-термічному відновленні цілого ряду елементів (V, W, Mo, Nb та ін.).

Таблиця 1

Феросиліцій. Загальні технічні умови (ДСТУ 4127:2002)

Марка сплаву	Масова частка елемента, %										
	Si				C	S	P	Al	Mn	Cr	
	не більше										
ФС90	від	87	до	95	включно	0,2	0,02	0,04	3,5	0,5	0,2
ФС75	понад	74	»	80	»	0,2	0,02	0,05	3,0	0,5	0,5
ФС70	»	68	»	74	»	0,2	0,02	0,05	2,5	0,5	0,5
ФС65	від	63	»	68	»	0,2	0,02	0,05	2,5	0,5	0,5

Найбільш затребуваними марками є ФС65 та ФС75.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Феросиліцій виробляють шляхом відновлення кремнію, що міститься у кварциті, твердими вуглецевими відновниками у присутності заліза (вуглецевотермічний спосіб). Реальний процес відновлення кремнію включає утворення в якості проміжних продуктів монооксиду карбіду кремнію. Схематично процес відновлення кремнезему кварциту вуглецем наведено на рис. 1.

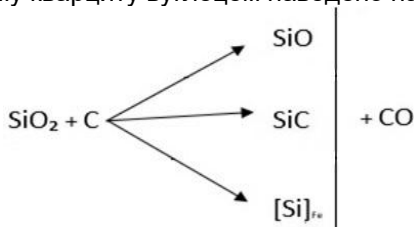


Рисунок 1. Схема процесу відновлення кремнезему кварциту вуглецем [2].

Залізо сприятливо впливає на перебіг реакції відновлення. Розчиняючи кремній, воно виводить його із зони реакції та сприяє руйнуванню карбіду кремнію. У механізмі реакції відновлення кремнію однаково важливою є участь ряду сполук: SiO_2 , SiC , SiOгаз , C і CO . Феросиліцій виплавляють безперервним способом у рудовідновлювальних печах закритого та відкритого типу потужністю від 22,5 до 63 МВА [2, 3].

Головними компонентами шихти для виробництва феросиліцію є кварцит, вуглецевий відновник та сталева стружка. Також необхідним компонентом шихти при виробництві високовідсоткових марок є тріска деревини, яка виступає в ролі

відновника-розпушувача, що забезпечує газопроникність колошника і стабільність газодинамічного режиму. При виплавці феросиліцію з підвищеним вмістом Si при високій температурі і в залежності від якості вихідної сировини можливий розвиток процесів раннього шлакоутворення та “закупорювання колошника”. Щоб уникнути спікання шихти на колошнику, можуть застосовуватися печі з круглою ванною, що обертається. Ванна здійснює один оберт за 24-48 год (при виплавці низьокремнистого феросиліцію швидкість обертання має більш високе значення), обертання здійснюється реверсивно в секторі 60-120 °С.

Кварцит є компонентом шихти, що містить корисний елемент – кремній, який в свою чергу міститься в мінералі в складі діоксиду кремнію. Кремній займає друге місце після кисню по розповсюдженню в земній корі і зустрічається практично всюди. Менше з тим, при виробництві феросиліцію можуть бути використані тільки високоякісні матеріали, які повинні відповідати певним вимогам за вмістом основної сполуки та домішок. Так, для кварцитів існують наступні вимоги: масова доля SiO_2 не менше 97%, масова доля Al_2O_3 не більше 1,8% та інше (глина, пісок, тощо) не більше 1%.

Аналіз діаграми стану системи $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ (рис.2) свідчить, що мінімальна добавка Al_2O_3 різко знижує температуру початку плавлення суміші, і при вмісті 5,5% Al_2O_3 вона дорівнює 1585°С, що порівняно з чистим SiO_2 - 1723°С, зниження температури становить 138°С [5]. При допустимому вмісті Al_2O_3 1,8% кількість рідкої фази складе 33%. При вмісті Al_2O_3 до 1% утворюється лише приблизно 18% рідкої фази [4,5].

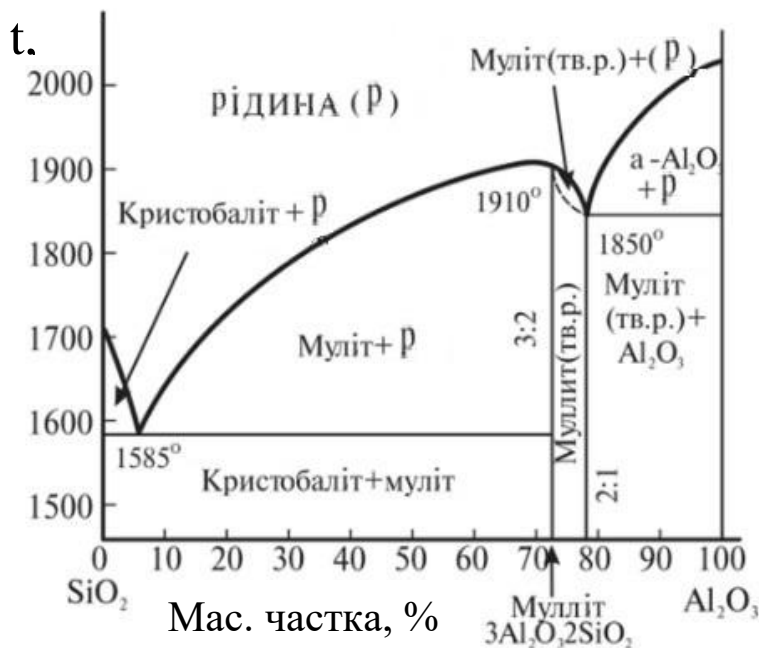


Рисунок 2. Діаграма стану системи $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$

При виплавці феросиліцію з підвищеним вмістом Si температура термодинамічної рівноваги коливається в межах 1560-1620°C, а температура реального процесу становить 1620-1730°C [7], присутність у кремнеземі до 2% Al_2O_3 може призвести до порушення технологічного перебігу процесу через розм'якшення кварциту та спікання колошника. Крім того, висока концентрація Al_2O_3 може призвести до збільшення вмісту Al у сплаві, що значно знижує його конкурентоспроможність та використання при отриманні електротехнічних сталей. Так вміст Al_2O_3 в кварциті на рівні 2% призводить до підвищення кремнію в металі до 2% [8].

В якості залізозмісного компоненту при виробництві феросиліцію традиційно використовується сталева стружка від нелегованих марок сталі, яка повинна бути сипучою. У зв'язку з наростаючим дефіцитом сталєвої стружки в останні роки використовують чавунну стружку і, навіть, матеріали, в яких залізо знаходиться в оксидній формі – залізну руду, залізородні обкотиші, брикетовану окалину та ін.

Вуглецевий відновник є другим після кварциту найважливішим компонентом шихти. Він має відповідати певним вимогам:

1. Оптиміальне співвідношення реакційної здібності вуглецю та фізичних властивостей для використання у феросплавних печах (фракція, міцність, вміст летких речовин тощо).
2. Прийнятна (відносно невисока) електропровідність.
3. Фракційний склад.
4. Мінімально можливий вміст шкідливих домішок.
5. Стабільність якості.
6. Вартість.

Мета і завдання досліджень. Високовідсоткові марки феросиліцію найбільш чутливі до якості відновника у зв'язку з більш високими обмеженнями щодо домішок у порівнянні з низьковідсотковими, а також у зв'язку з технологічно більш складним перебігом процесів відновлення кремнію. При виплавці феросиліцію з вмістом кремнію вище 65% в якості відновника іноді частково застосовується деревне вугілля. Для марок з нижчим вмістом кремнію донедавна, як основний вуглецевий відновник, використовувався коксовий горішок.

Коксовий горішок (10-25 мм) - одна з фракцій, що утворюються при подрібненні та розсіві «коксового пирога» під час виробництва металургійного коксу. Горіх довгий час був найбільш дешевим, доступним і поширеним відновником. Він застосовується у всіх процесах, де допускається використання відновника із відносно високою зольністю (вміст золи 10-15 %).

У доменному виробництві останніми роками спостерігається стійка тенденція залучення до процесу більш дрібних та вузьких класів коксу [8]. Постійне прагнення поліпшення фізико-механічних властивостей доменного коксу,

збільшення його виходу для задоволення вимог сучасного доменного виробництва призвело до зниження частки дрібних фракцій від загального виходу коксової продукції.

Особливу роль в частині зміни якісних характеристик коксової продукції відіграло впровадження у доменному виробництві технології пиловугільного палива (ПВП), яке застосовується в доменній плавці як добавка. Технологія ПВП призвела з одного боку, до економії коксу, який частково витрачався в доменному процесі як паливо, з іншого боку – до зміни вимог до доменного коксу. Зокрема, до необхідності зниження хімічної активності та збільшення гарячої міцності коксу для того, щоб кокс досягав горна доменної печі, не руйнуючись і не окислюючись. У феросплавному виробництві кокс виступає виключно як відновник, а зниження хімічної активності призводить до погіршення умов відновлення кремнію.

Галузеві стандарти на коксовий горішок регламентують лише показники зольності та вміст дрібняка <10 мм. За вмістом сірки, фосфору та виходу летких речовин (V') коксовий горішок повинен відповідати вимогам, передбаченим для цих показників стандартами на доменний кокс. При цьому не враховуються хімічна активність та питомий електроопір, а також низка інших властивостей. Оцінка коксового горішка за чинним стандартом не повною мірою характеризує його як відновника для електропічної виплавки феросплавів.

Таким чином, незважаючи на поширення, в поточних умовах кам'яновугільний коксовий горіх, який отримується в результаті розсіву коксового пирога, і тим більше доменний кокс, не є найкращими відновниками. Якісні характеристики коксового горіха не завжди відповідають специфічним вимогам технології феросплавного виробництва. При цьому якість коксового горішка, його електроопір, пористість, хімічна активність можуть сильно коливатися в залежності від застосованого кам'яного вугілля і режиму коксування.

Значна частина закордонних виробників вирішували питання оптимізації відновника шляхом переходу на використання вугілля певних родовищ або у складі сумішей, або навіть до 100% використання. Досить часто використання вугілля обмежене екологічними вимогами чи технологічними особливостями, що мають місце на тому чи іншому підприємстві. Наприклад, закриті печі, високопотужні печі, конструкції газоочищення, особливості систем подачі сировини тощо.

Для «компенсації» недоліків, властивих традиційному коксовому горіху, як відновнику при виробництві феросплавів, українські підприємства також прагнуть застосування різних вуглецевісних матеріалів. Зокрема, також опрацьовується додавання до відновної частини вугілля довгопламенної та газової групи місцевих родовищ, а також розглядаються можливості виробництва коксу зі специфічними властивостями, що задовольняють вимоги феросплавного

виробництва щодо співвідношення показників реакційної здатності (CRI) та міцності коксу після реакції (CSR).

АТ "Запорізький Завод Феросплавів" (далі по тексту - АТ "ЗФЗ") експлуатує закриті печі з мокрою системою очищення газів, що відходять, у зв'язку з чим має об'єктивні обмеження щодо використання

вугілля. Одним з можливих напрямків оптимізації технології виплавки феросиліцію в умовах АТ "ЗФЗ" є підбір відновлювальних сумішей, що складаються з різних вуглецевмісних матеріалів. У табл. 2 наведена стисла характеристика вуглецевих відновників, що використовувалися на АТ "ЗФЗ" для феросиліцію протягом останніх років.

Таблиця 2
Вуглецеві відновники, що використовувалися на АТ «ЗФЗ»

Країна виробник	Продукція	Фракція, мм	Волога, %	Зола, %	Леткі, %	Сірка, %
Україна	кокс	25+	5	15	-	-
	коксівий горіх	10-35/10-25	20	15	-	-
Польща	кокс	20-40/25-80	13	15	1,2	1,2
	коксівий горіх	10-25	15	15	1,4	1,2
Чехія	кокс	20-40	14	15	1,8	0,7
	коксівий горіх	10-25	15	15	1,8	0,8
Колумбія	коксівий горіх	10-30	9	14	2	0,8
Польща	вугілля Г/ДГ	5-25/10-50	12	10	41	1,4
		16-50/16,5-31,5	10	8	36	1,4
Україна	вугілля Г/ДГ	13-25/13-100	12	10	38	-

Отримання вуглецевих відновників, що відповідають вимогам електротермічних виробництв, є актуальним питанням і досить складною проблемою.

Поки що немає оптимального та загальновищого рішення ні в теоретичному, ні в практичному аспектах. Однією з причин становища можна вважати відсутність єдиних поглядів на проблему спеціальних видів відновника (роль вуглецю в відновлювальних процесах, комплекс основних фізико-хімічних і фізико-механічних властивостей та ін.), незважаючи на наявність порівняно великого числа робіт у цьому напрямку.

Для подальших досліджень необхідно:

- поглиблений аналіз вуглецевих відновників, доступних АТ "ЗФЗ";
- їх якісні характеристики (критичні та бажані) у застосуванні до потреб виробництва при виплавці високовідсоткового феросиліцію в умовах АТ "ЗФЗ";
- формування об'єктивних параметрів якісної відновлювальної суміші;
- розробка рекомендацій щодо структури забезпечення вуглецевими матеріалами;
- оцінка ефективності запропонованих заходів.

Висновки. Показано, що вміст Al_2O_3 у кварциті значно впливає на його фізикохімічні властивості: присутність 1% Al_2O_3 сприяє утворенню до 18% рідкої фази при температурі евтектики (5,5% Al_2O_3) 1585 °С; наявність у кварциті 1,8 Al_2O_3 вже викликає утворення 33% рідкої фази при тій же температурі. Присутність 1,8% Al_2O_3 у кварциті призводить до підвищення вмісту Al в сплаві до 2%, що знижує якісну цінність цього сплаву та обмежує його використання для виплавки електротехнічних сталей. Досвід АТ "ЗФЗ" свідчить, що результати застосування у технології виплавки феросиліцію коксового горішка різних виробників можуть значно відрізнятися, при цьому стандартні показники якості можуть бути близькими або навіть однаковими. Існуючі стандарти, що регламентують якість коксу і вугілля не повною мірою характеризують їх властивості як відновників для виробництва феросплавів. З урахуванням об'єктивної зміни характеристик коксу, що виробляється, та в умовах постійного зростання ціни електроенергії питання підбору оптимального відновника для виплавки феросиліцію набуває особливої актуальності та вимагає глибшого аналізу.

Бібліографічний опис:

1. В.Л. Зубов, М.І. Гасик. Електрометалургія феросиліцію. Дніпропетровськ: Системні технології, 2002. – 704 с.
2. В.Л. Зубов, М.І. Гасик, А.М. Овчарук. Структурні параметри, вуглехімічні та металургійні властивості вуглецевих відновників для виробництва феросплавів. Дніпропетровськ: Національна металургійна академія України, 2011. – 158 с.
3. Підручник М.І.Гасик, М.П. Лякішев. Фізикохімія і технологія електроферосплавів. Підручник для ВНЗ. Дніпропетровськ: ДНВП Системні технології, 2005. – 448 с.
4. Фізична хімія силікатів / А. А. Пашенко, А. А. М'ясников, Є. А. М'ясникова та ін; за ред. О. О. Пашенко. - М.: Вищ. шк., 1986. - 368 с.
5. Зайцев А.І., Литвина О.Д., Могутнов Б.М. Термодинамічні властивості муліта $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ // Неорганічні матеріали. - 1995. - Т. 31, № 6.-С.768

6. Шорніков С. І., Арчаков І. Ю., Чемякова Т. Ю. Мас-спектрометричне дослідження процесів випаровування та фазових рівноваг у системі $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$. // Журнал фізичної хімії. 2000, том 74, №5, с. 775-782
7. Ейтель В. Фізична хімія силікатів. Перекл. з англ. М: Іноземна література. 1962. - 1055с.
8. Шорніков С. І., Арчаков І. Ю., Мас-спектрометричне визначення термодинамічних властивостей розплавів у системі $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$. // Журнал фізичної хімії. 2000, том 74, №5, з. 783-788.

Reference

1. V.L. Zubov, M.I. Hasyk. Elektrometalurhiia ferosylitsiiu. Dnipropetrovsk: Systemni tekhnologii, 2002. – 704 s.
2. V.L. Zubov, M.I. Hasyk, A.M. Ovcharuk. Strukturni parametry, vuhlekhimichni ta metalurhiini vlastyvoli vuhletsevykh vidnovnykiv dlia vyrobnytstva ferosplaviv. Dnipropetrovsk: Natsionalna metalurhiina akade-miia Ukrainy, 2011. – 158 s.
3. Pidruchnyk M.I.Hasyk, M.P. Liakishev. Fizykokhimiia i tekhnolohiia elektroferosplaviv. Pidruchnyk dlia VNZ. Dnipropet-rovsk: DNVP Systemni tekholohii, 2005. – 448 s.
4. Fizychna khimiia sylikativ / A. A. Pashchenko, A. A. Miasnykov, Ye. A. Miasnykova ta in; za red. O. O. Pashchenko. - M.: Vyshch. shk., 1986. - 368 s.
5. Zaitsev A.I., Lytvyna O.D., Mohutnov B.M. Termodynamichni vlastyvoli mulita $3\text{Al}_2\text{O}_3\text{-2SiO}_2$ // Neorhanichni materialy. - 1995. - T. 31, № 6.-S.768
6. Shornikov S. I., Archakov I. Yu., Chemekova T. Yu. Mas-spektrychnne doslidzhennia protsesiv vyparovuvannia ta fazovykh rivnovah u systemi $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$. // Zhurnal fizychnoi khimii. 2000, tom 74, №5, s. 775-782
7. Eitel V. Fizychna khimiia sylikativ. Perekl. z anhl. M: Inozemna literatura. 1962. - 1055s.
8. Shornikov S. I., Archakov I. Yu., Mas-spektrychnne vyznachennia termodynamichnykh vlastyvolei rozpla-viv systemi $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$. // Zhurnal fizychnoi khimii. 2000, tom 74, №5, z. 783-788.

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 01.09.2023

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.09.2023

УДК 669.162.24:621.928.2

<https://doi.org/10.34185/tpm.3.2023.03>

Засельський В. Й., Пополов Д. В.

Перспективні конструкції грохотів для підвищення якості підготовки шихтових матеріалів перед спіканням і плавкою

Zaselskyi V., Popolov D.

Prospective designs of screens for improving the quality of charge materials preparation before sintering and melting

Метою дослідження було знайти та запропонувати шляхи підвищення якості підготовки металургійної шихти до доменної плавки за рахунок зменшення вмісту дріб'язкової фракції та стабілізації гранулометричного складу перероблюваного матеріалу на вібраційних грохотах.

У ході дослідження було проведено аналіз роботи існуючого обладнання для відсіву некондиційних фракцій з металургійної шихти та заходи по стабілізації її гранулометричного складу в часі. Також розглядалися та аналізувалися нові технічні рішення зі створення вібраційно-ударних грохотів, здатних підвищити якість підготовки металургійної шихти до доменної плавки.

Дослідження виявило, що традиційні вібраційні машини з центромасними вібраторами та резонансні грохоти не можуть забезпечити необхідної ефективності відсіву через забиття сіячих поверхонь. Запропоновано конструкцію вібраційно-ударного грохоту з вільно укладеним ситом, що забезпечує ударно-імпульсний режим роботи, який сприяє інтенсивному розрихленню та перемішуванню матеріалу. Це забезпечує посилення сегрегаційних процесів в шарі агломерату, що дозволяє знизити забиття сіячих поверхонь до 8...15 % і підвищити ефективність грохочення до 78...85%, що відповідає сучасним вимогам щодо підготовки шихти до доменної плавки.

Розроблене технічне рішення дозволяє значно підвищити якість підготовки металургійної шихти до доменної плавки без зниження надійності обладнання. Впровадження такої конструкції грохоту сприятиме зниженню енергоємності процесів підготовки шихти, покращенню якості кінцевої продукції та зниженню виробничих витрат. Цо, в свою чергу, дозволить підвищити конкурентоспроможність підприємств металургійної галузі.

Ключові слова: розсів, вібраційний грохот, ударно-імпульсний режим, вільно укладене сито.

The aim of the study was to find and propose ways to improve the quality of metallurgical charge preparation for blast furnace smelting by reducing the content of fines and stabilizing the particle size distribution of the processed material on vibrating screens.

The study analyzed the operation of existing equipment for screening out substandard fractions from the metallurgical charge and measures to stabilize its particle size distribution over time. Also, new technical solutions for the creation of vibration-impact screens capable of improving the quality of preparation of metallurgical charge for blast furnace smelting were considered and analyzed.

The study revealed that traditional vibrating machines with center-mass vibrators and resonant screens cannot provide the required screening efficiency due to clogging of the screening surfaces. The design of a vibrating-impact screen with a loosely stacked sieve is proposed, which provides a shock-pulse mode of operation that promotes intensive loosening and mixing of the material. This enhances segregation processes in the agglomerate layer, which reduces clogging of the screening surfaces to 8...15% and increases screening efficiency to 78...85%, which meets modern requirements for the preparation of the charge for blast furnace smelting.

A new design of a vibration-impact screen is proposed, which is characterized by the presence of a loosely stacked sieve that generates periodic shock-pulse oscillations. This ensures increased dynamic activity of the screening surface and its self-cleaning, which can significantly increase the screening efficiency.

The proposed technical solution can significantly improve the quality of metallurgical charge preparation for blast furnace smelting without reducing equipment reliability. Implementation of the proposed screen design will help reduce the energy intensity of the charge preparation processes, improve the quality of the final product and reduce production costs. This, in turn, will increase the competitiveness of metallurgical enterprises.

Keywords: screen sizing, vibration screen, shock-pulse oscillations, loosely stacked sieve.

Вступ

Коксохімічне та аглодоменне виробництва на сьогоднішній день є найпотужнішими і енергоємними ділянками в металургійній галузі, від котрих суттєво залежить собівартість готової продукції. В свою чергу перераховані металургійні виробництва залежать від якості підготовки шихтових матеріалів, котрі підлягають спіканню та плавці. Головним чинником ефективної підготовки шихтових матеріалів перед спіканням і плавкою є операція відсіву некондиційних фракцій залізородної сировини

0...5 мм та коксу 0...25 мм. Для операції відсіву некондиційних фракцій використовується багато різноманітних грохотів, але на сьогодні ефективність їх роботи не дозволяє суттєво підвищити ефективність підготовки шихтових матеріалів через забиття сіячої поверхні.

Тому роботи направлені на знайдення рішень, які б дозволили зменшити забиття сіячих поверхонь грохотів і підвищити їх ефективність грохочення є актуальними і своєчасними.



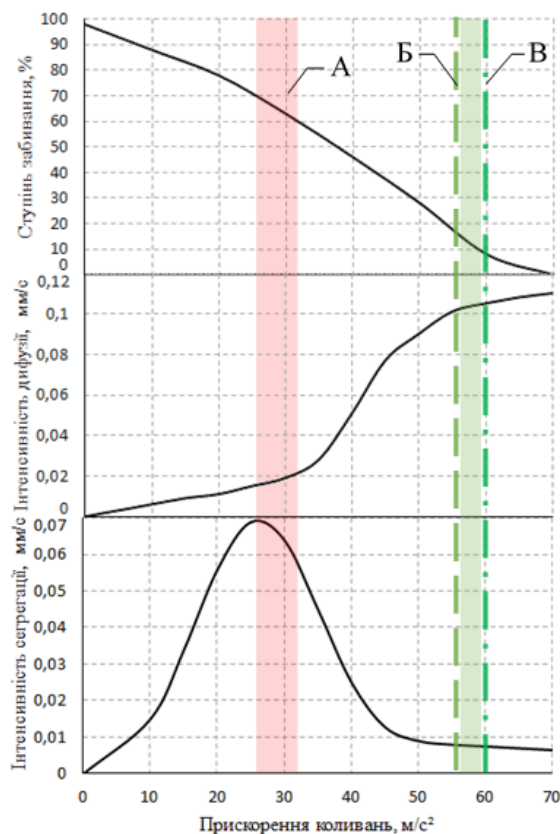
Засельський В. Й. - д.т.н., проф. ННТІ ДУЕТ м.Кривий Ріг
Пополов Д. В. - к.т.н., доц. ННТІ ДУЕТ м.Кривий Ріг

Zaselskyi V. - d.t.s. prof SUET Kryvyi Rih
Popolov D. - c.t.s. docent SUET Kryvyi Rih

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Найбільш поширеними грохотами, що використовуються в гірничо-металургійній галузі для видалення дріб'язку з металургійної шихти, є центромасні вібраційні машини, працюючі в зарезонансній області. Такі машини відрізняються простотою конструкції, гарною віброізоляцією, досить високою стабільністю робочого режиму. Проте інтенсивність дії робочого органу на матеріал у таких грохотів невисока і розподілена по стадіях випадковим чином. Також випадковим чином, незалежно від властивостей матеріалу, що розсівається, прийняті кінематичні параметри робочого органу. [1-6]

Аналіз інтенсивності внутрішньошарових процесів [7] та ступеня захаращеності сіячої поверхні [8] від прискорень коливань, наведений на рис. 1, показує, що шлях доставки дрібних фракцій на контакт з ситом визначається, переважно, інтенсивністю процесу сегрегації, а ступінь його забивання становить від 58 до 70 %. Таким чином, ефективність грохочення залишається надто низькою від 28 до 50 %, що не задовольняє сучасним вимогам та не дає змогу належним чином підготувати шихтові матеріали до спікання та плавки, оскільки за результатами науково-дослідної роботи [9] доведено, що суттєве зростання технологічних показників доменних печей може бути досягнуто, якщо вона становитиме не менше 70...75 %.



А - діапазон прискорень коливань використовуваних грохотів; Б - прискорення коливань грохоту, що забезпечує не забивання отворів сіячої поверхні при межному класі розсіву 5 мм; В - прискорення коливань грохоту, що забезпечує стабілізацію шару агломерату

Рисунок 1 – Залежність інтенсивності внутрішньошарових процесів та ступеня забивання від прискорення коливань

Такий показник, як вказано в роботі [8], можливо досягнути у випадку зменшення забивання отворів сіячої поверхні, якщо надати їй достатньо велике прискорення, яке, наприклад, становить для фракції агломерату 5 мм – 54 м/с². Окрім забиття сіячих поверхонь грохотів суттєво на ефективність підготовки шихтових матеріалів до плавки впливає їх стабілізація по гранулометричному складу та міцності.

Так, наприклад, стабілізація гранулометричного складу та механічної міцності агломерату здійснюється за рахунок часткового його руйнування під впливом механічних навантажень, що виникають

при обробці спеченого шару шихти [10]. Проведені дослідження механізму руйнування [11-16] дозволили встановити, що для стабілізації шару агломерату без часткового руйнування найбільш міцних фракцій необхідно забезпечити механічну обробку з енергією навантаження на агломерат в 45...50 Дж/кг на протязі 2...3 хвилин з подальшим зниженням цієї величини по ходу механічної обробки.

Механічна обробка з такою енергетикою в першу чергу спрямована на руйнування в шарі агломерату фракцій +40 мм. Проведений гранулометричний аналіз показав, що для технологічних ліній аглофабрик, в яких передбачено подрібнення

пирога агломерату в щоккових або роторних дробарках, клас +40 мм в готовому агломераті відсутній, на відміну від інших технологічних ліній де даний клас присутній у кількості 13...22 % [1414].

Для досягнення вище зазначеного діапазону енергії навантаження на шар агломерату при продуктивності шихтових грохотів від 120 до 600 т/год необхідно забезпечити режим роботи вібраційної машини, при котрому прискорення коливань становитиме 1784 м/с^2 , а амплітуда коливань 293 мм, що практично реалізувати не можливо. Тому, при використанні агломерату, який включає фракцію +40 мм доцільно застосування багатоситного грохоту з метою виділення цієї фракції на одній з дек для подальшого дроблення.

Як показує аналіз формування гранулометричного складу шихтового матеріалу на тракті його подачі в доменну піч [17], стабілізація агломерату в першу чергу повинна полягати в його руйнуванні по чисельним тріщинках, утворених в шлакових зв'язках або зонах засклення, які є наслідком порушення режиму охолодження, при зусиллі навантаження в $0,1...1 \text{ Н}$ [16] на сіячій поверхні грохоту. Дані зусилля досягаються за рахунок впливу динамічних навантажень на шар агломерату, що відповідає вібраційному прискоренню $60,8 \text{ м/с}^2$, враховуючи продуктивність грохотів та гранулометричний складу шихти. При таких прискореннях з аналізу залежності, яка наведена на (рис. 1), видно, що в межах від 54 до 61 м/с^2 , при доставці дрібних фракцій на контакт з сіячою поверхнею визначальним є процес дифузії, інтенсивність котрого залежить від вертикальної складової коливань, (саме вони сприяють самоочищенню отворів сит), внаслідок чого ступінь забивання знижується і знаходиться в діапазоні від 8 до 15 %, а ефективність грохочення зростає до 78...85 %.

Однак, реалізація таких прискорень можлива при коефіцієнті режиму роботи вібраційної машини $5,5g...6,2g$, що значно перевищує рекомендоване значення в $1,5g...3,5g$ при проектуванні вібротранспортних установок [17], бо такі високодинамічні режими призводять до значного зниження надійності обладнання, росту їх метало- та енергоємності.

Тому, зважаючи на це, треба знайти шляхи підвищення ефективності роботи вібраційних грохотів які застосовуються для переробки шихтових матеріалів без зниження їх надійності, але мають підвищену динамічну активність сіячої поверхні, здатні до самоочищення та ударно-імпульсної дії на оброблюваний матеріал.

Мета і завдання досліджень

Метою роботи було знайти та запропонувати шляхи підвищення якості підготовки металургійної шихти до доменної плавки за рахунок зменшення вмісту дріб'язкової фракції та стабілізації гранулометричного складу перероблюваного матеріалу на вібраційних грохотах.

Матеріали та методи досліджень

Для досягнення поставленої мети аналізувалась робота діючого обладнання по відсіву некондиційних фракцій з металургійної шихти, а також необхідні заходи по стабілізації її гранулометричного складу в часі. Окрім цього вивчались і аналізувались нові технічні рішення по створенню вібраційно-ударних грохотів, здатних підвищити якість підготовки металургійної шихти до доменної плавки.

Результати досліджень

На рис. 2 наведено основні напрямки вдосконалення конструкцій вібраційних грохотів, які дозволяють суттєво інтенсифікувати процеси грохочення матеріалів.



Рисунок 2 – Напрямки вдосконалення конструкції вібраційних грохотів

На підставі виконаного огляду існуючих напрямків підвищення ефективності роботи вібраційних

машин, узагальнюючи їх переваги та недоліки можна виділити наступне.

Використання динамічне активних сіячих поверхонь в умовах аглодомного виробництва не прийнятне, оскільки даний тип сіячих поверхонь представлений еластичними полімерними ситами, частиною армованих і пружних сит та повністю виключаються сита з жорсткими на вигин поверхнями, що просівають, це призводить до швидкого їх зносу високоабразивними шихтовими матеріалами, виключає використання в технологічному процесі гарячого агломерату. Забезпечення роботи таких сит в діапазоні зворотних деформацій можливе лише за умови натягнення, яке виключає при коливаннях провисання сіячої поверхні, важко реалізується, адже висока продуктивність грохотів зумовлює необхідність транспортування товстого шару шихти, зважаючи на велику насипну щільність шихтових матеріалів, сіяча поверхня сприймає значні навантаження, які спільно з інтенсивним абразивним зносом призводять до провисання поверхні та виходу її з режиму резонансу, або їх руйнації. Таким чином, прийнятною конструкцією сіячих поверхонь для вищезазначених умов є листові сита, які виконані з матеріалу, що має стійкість до абразивного зносу, а їх конструкція високо жорсткість.

Вібраційні машини з неоднорідним полем траєкторій широко використовуються в умовах коксового та аглодомного виробництва, але ефективність розсіву шихтового матеріалу менша за 70 %, що недостатньо для ефективного функціонування технологічного процесу.

Використання резонансних та багаточастотних грохотів не отримало широкого поширення в умовах коксового та аглодомного виробництва через значні габарити машин та її маси, оскільки грохоти представлені багатомасними схемами, що не допустимо в умовах підбункерних приміщень.

Робота машин в резонансному режимі призводить до значних динамічних навантажень на металоконструкцію грохоту, що знижує її надійність, та фундамент, це унеможливує використання в якості фундаменту перекриття існуючих конструкцій підбункерних приміщень, а вимагає його встановлення на монолітний фундамент.

Окрім цього в умовах вищезазначених виробництв завантаженість грохоту може змінюватись в часі в широкому діапазоні (через швидку змінну інтенсивності протікання технологічного процесу грохочення) для збереження резонансного режиму, систему, що коливається, повинно бути піддано регулюванню шляхом зміни пружності амортизаторів, але це дуже важко реалізується в умовах коксового або доменного виробництва.

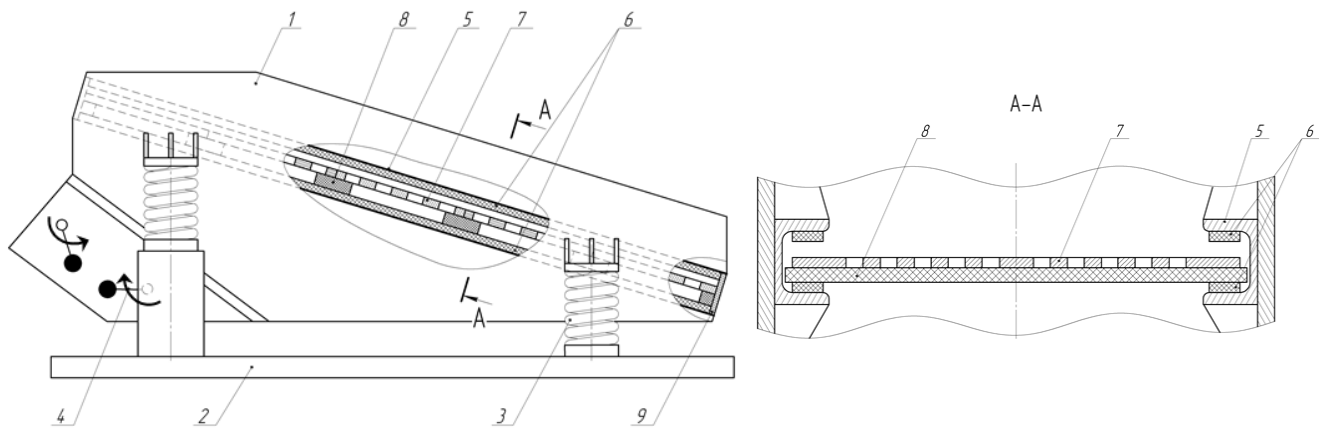
Вібраційні машини з неоднорідними коливаннями робочого органу з використанням неоднорідно-тимчасового режиму «биття» застосовуються в умовах аглодомного виробництва, мають достатньо високу ефективність розсівання, але менший міжремонтний період на відміну від вібраційних машин з неоднорідним полем траєкторій,

через сприйняття металоконструкцією грохоту значних динамічних навантажень у період переходу в режим «биття», і не завжди забезпечує стабілізацію гранулометричного складу металургійної шихти.

Таким чином, з особливою гостротою стоїть питання створення високоефективних, високопродуктивних грохотів для систем шихтопідготовки, де обмеженість площ підбункерних приміщень не дозволяє встановити грохоти з подовженою сіячою поверхнею, а вимоги до ефективності розсіву дуже високі.

З метою усунення недоліків обладнання, яке використовується для виділення некондиційної частини металургійної шихти на вібраційних грохотах, співробітниками кафедри Інжинірингу з галузевого машинобудування Навчально-наукового технологічного інституту Державного університету економіки і технологій була запропонована конструкція вібраційно-ударного грохоту з вільно укладеним ситом [18], який складається з короба 1 (рис. 3), що спирається на раму 2 через пружні елементи 3 і двох самосинхронізованих вібраторів 4. На бортовинах коробу 1 жорстко закріплені швелероподібні підситники 5, верхня та нижня площини внутрішньої поверхні котрих футерована гумовими амортизаторами 6. В утвореному ними просторі укладене сито, яке складається з карт 7, сполучених між собою гумовими пластинами 8, жорсткість котрих зростає по довжині короба 1 для забезпечення збільшення амплітуди коливань сита у напрямку переміщення матеріалу. В розвантажувальній частині грохоту підситники забезпечені стопорними пластинами 9, які перешкоджають переміщенню сита вздовж коробу 1.

Грохот працює наступним чином. При роботі вібраторів 4 короб 1 здійснює динамічне стійкі лінійно направлені гармонічні коливання, які передаються сити. Завдяки його вільному укладенню в просторі між гумовими амортизаторами 6 забезпечується генерування ним періодичних ударно-імпульсних коливань, причому амплітуда коливань карт 7 по довжині короба у напрямку пересування матеріалу, що розсівається, за рахунок зростання жорсткості гумових пластин 8, збільшується. Забезпечення ударно-імпульсного режиму та неоднорідність амплітуд сприяє інтенсивному розрихленню та перемішуванню матеріалу, що розсівається, це забезпечує посилення сегрегаційних процесів в шарі матеріалу, збільшення швидкості переміщення дрібних фракцій на контакт з ситом 7. Крім цього, ударна взаємодія з верхніми та нижніми площинами внутрішньої поверхні швелероподібних підситників 5 призводить до відриву шару шихти від сит 7 та надає додатковий імпульс частинкам, забезпечуючи його очищення від важко просіваючих фракцій.

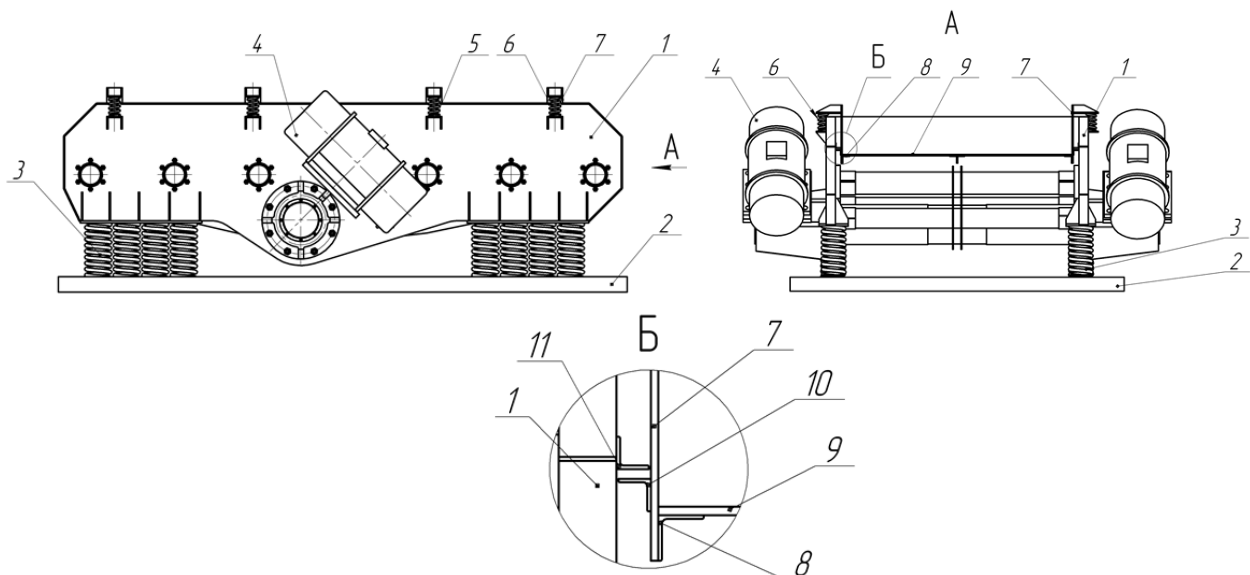


1-короб; 2-рама; 3-пружний елемент; 4-вібратор; 5-підситник; 6-амортизатор; 7-сито; 8-гумова пластина; 9-стопорна пластина
Рисунок 3 – Вібраційний грохот з вільно укладеним ситом

Також з метою збільшення імпульсу сили, яка надається частинкам, що забивають отвори сита, була запропонована інша конструкція вібраційно-ударного грохоту [19], яка складається з короба 1 (рис. 4), що спирається на раму 2 через пружні елементи 3 і двох самосинхронізованих вібраторів 4. На бортовинах коробу 1 жорстко закріплені стакани 5 з встановленими пружними елементами 6, на які спирається через тяги 7 підситник 8 з закріпленим ситом 9. На тягах 7 встановлені упори 10, які взаємодіють з стопором 11, закріпленим на внутрішній поверхні бортовин короба 1.

Така конструкція грохоту працює наступним чином.

При роботі вібраторів 4 короб 1 здійснює динамічне стійкі лінійно направлені гармонічні коливання, які передаються сити 9. Через те, що підситник 8 спирається на пружні елементи 6, при русі коробу вгору, завдяки сил інерції сита 9 та матеріалу, що розсівається, пружні елементи 6 стискаються накопичуючи енергію, при русі коробу 1 вниз, сили інерції сита 9 та матеріалу, що розсівається, змінюють напрям на протилежний, тим самим розвантажуючи пружні елементи 6, внаслідок чого накопичена енергія вивільняється спричиняючи прискорене переміщення сита 9 в гору, що призводить до ударної взаємодії упору 10 та стопора 11. Таким чином, забезпечується генерування періодичних ударно-імпульсних коливань.



1-короб; 2-рама; 3-пружні елементи; 4-вібратори; 5-стакан; 6-пружний елемент; 7-тяги; 8-підситник; 9-сито; 10-упори; 11-стопор
Рисунок 4 – Вібраційний грохот з періодичними ударно-імпульсними коливаннями

Забезпечення ударно імпульсного режиму та неоднорідність амплітуд сприяє інтенсивному розрихленню та перемішуванню матеріалу, що

розсівається, це забезпечує посилення сегрегаційних процесів в шарі матеріалу, збільшення швидкості переміщення дрібних фракцій на контакт з

ситом 9. Крім цього, ударна взаємодія упору 10 і стопору 11 призводить до відриву шару матеріалу від сита 9 та надання додаткового імпульсу частинкам, що забивають отвори сита, забезпечуючи його очищення від важко просіваючих фракцій.

Аналіз шляхів підвищення ефективності роботи вібраційних машин в металургійній галузі, а також проведені попередні дослідження [20-22] показують, що грохот з періодичними ударно-імпульсними коливаннями та вільно укладеним ситом значно перевищує аналогічні експлуатаційні показники грохотів, що використовуються в теперішній час, але потребують досліджень з розрахунку їх технологічних, динамічних і міцнісних параметрів.

Висновки

Як показує проведений аналіз існуючі технологічні лінії підготовки металургійної шихти до доменної плавки потребують вібраційних грохотів зі збільшеною ефективністю грохочення, сіячі поверхні котрих мають підвищену динамічну активність та здатні до самоочищення і стабілізації гранулометричного складу обробляемого матеріалу шляхом ударно-імпульсної дії. Розглянуті в роботі технічні рішення щодо створення грохотів з ударно-імпульсними коливаннями та вільно укладеною сіячою поверхнею можуть значно перевищувати технологічні показники діючого обладнання для відсіву некондиційних фракцій металургійної шихти, але потребують додаткових досліджень з розрахунку їх технологічних, динамічних і міцнісних параметрів.

Бібліографічний опис

1. Грохот агломерату // ТОВ «КВМШ плюс»: [Веб-сайт]. URL: <https://kvmsch-plus.all.biz/uk/gurkit-aglomeratuj-okatyshiv-41-1-sh-g3011037> (дата звернення: 14.10.2021).
2. Грохоты агломерата и окатышей // ООО «Завод промышленного оборудования «Прогресс»»: [Веб-сайт]. URL: <https://zavodgooprogress.com.ua/g9768701-grohoty-dlya-aglomerata> (дата звернення: 14.10.2021).
3. Грохоты // Научно-производственное предприятие «Машпром»: [Веб-сайт]. URL: <https://www.mashprom.competitions/metall/mining/grohot/> (дата звернення: 14.10.2021).
4. Sandvik Screens. Sweden: Sandvik mining and construction, 2008. 14 с.
5. Screens // Schenck Process: [Веб-сайт]. URL: <https://www.schenckprocess.com/technologies/screening/screens> (дата звернення: 14.10.2021).
6. Screens and screening equipment // Metso: [Веб-сайт]. URL: <https://www.mogroup.com/products-and-services/plants-and-capital-equipment/screens/> (дата звернення: 14.10.2021).
7. Учитель С. А., Лялюк В. П., Пополов Д. В. Сортировка металлургических шихт на вибрационных грохотах. Саарбрюккен: Palmarium Academic Publishing, 2014. 413 с.
8. Исследование и обоснование параметров высокопроизводительных грохотов с незабивающимися ситами в циклах самоизмельчения: звіт про НДР (заключн.) / Дніпропетровський металургійний інститут; кер. О. Д. Учитель; викон.: Р. А. Васильєва, Є. О. Зелов, [та ін.]. Шифр теми 065275. № 43221643. Кривий Ріг, 1976. 70 с.
9. Исследование работы грохотов с целью улучшения эффективности отсева и повышения их эксплуатационной надежности. Разработка и исследования новых систем грохотов (заключн.) / Дніпропетровський металургійний інститут; кер. О. Д. Учитель; викон.: В. Й. Засельський, Я. Ельтушлер, [та ін.]. Шифр теми 082208. № 80021569. Дніпропетровськ, 1981. 68 с.
10. Русских В. П., Тарасов В. П., Криенко О. В. Исследование и совершенствование технологии производства агломерата. Вісник Приазовського державного технічного університету. 2000. № 10. С. 21–25.
11. Бочка В. В., Сова А. В., Двоглазова А. В. Исследование особенностей процесса разрушения агломерата в устройстве барабанного типа. *Металл и литье Украины*. 2018. № 11-12. С. 3–9.
12. Особенности формирования напряженного состояния и разрушения агломерата / В. В. Бочка та ін. *Металл и литье Украины*. 2017. № 6-7. С. 3–6.
13. Поведінка агломерату при механічних навантаженнях / В. В. Бочка та ін. *Актуальні проблеми розвитку металургійної освіти і науки*: матеріали Всеукр. науково-технічних конф., м. Дніпро, 4 квіт. 2017 р. Дніпро, 2017. С. 233–237.
14. Рациональная схема подготовки агломерата к доменной плавке / В. В. Бочка та ін. *Вісник Криворізького національного університету*. 2014. № 36. С. 234–237.
15. Сова А. В. Удосконалення технології виробництва агломерату шляхом формування раціональної блокової структури на основі роздільної підготовки шихти та механічної обробки спеченця : дис. канд. техн. наук: 05.16.02. Дніпро, 2020. 119 с.
16. Хопунов Э. А. Селективное разрушение минерального и техногенного сырья (в обогащении и металлургии). Екатеринбург: ООО «УИПЦ», 2013. 429 с.
17. Учитель А. Д., Засельский В. Й., Пополов Д. В. Анализ формирования гранулометрического состава шихтового материала на тракте его подачи в доменную печь // XIII Международная конференция "Стратегия качества в промышленности и образовании". Варна, 2017. Т. 2. С. 173-176.
18. Вібраційний грохот: пат. 122940 Україна: В07В 1/40, 1/46. № u201710088; заявл. 18.10.2017; опубл. 25.01.2018, Бюл. № 2.
19. Вібраційний грохот: пат. 141145 Україна: В07В1/40, 1/46. № u201908854; заявл. 22.07.2019; опубл. 25.03.2020, Бюл. № 6.
20. Zaslenskiy V. I., Popolov D. V., Zaytsev G. L. Steeply inclined vibrational screen in coal preparation at coke plants. *Coke and chemistry*. 2020. Vol. 63, no. 7. P. 351–355.

21. Засельский В. И., Пополов Д. В. Обоснование использования вибрационно-ударных машин для классификации металлургической шихты. *Потурасевські читання* : тези XIX Всеукр. науково-техн. конф., м. Дніпро, 22 квіт. 2021 р. Дніпро, 2021. С. 47–48.
22. Zasel'skiy V. I., Popolov D. V., Ivanov I. G. Preparation of coking batch in vibrational impact equipment. *Coke and chemistry*. 2021. Vol. 64, no. 4. P. 163–168.

References

1. Grokhot aglomeratu // TOV «KVMSH plyus» »: [Web site]. URL: <https://kvmsch-plus.all.biz/uk/gurkit-aglomeratu-j-okatyshiv-41-1-sh-g3011037> (date of application: 14.10.2021).
2. Grokhoty aglomerata i okatyshey // ООО «Zavod promyshlennogo oborudo-vaniya «Progress»»: [Web site]. URL: <https://zavodgooprogress.com.ua/g9768701-grohoty-dlya-aglomerata> (date of application: 14.10.2021).
3. Grokhoty // Nauchno-proizvodstvennoe predpriyatie «Mashprom»: [Web site]. <https://www.mashprom/competentions/metall/mining/grohot/> (date of application: 14.10.2021).
4. Sandvik Screens. Sweden: Sandvik mining and construction, 2008. 14 c.
5. Screens // Schenck Process: [Web site]. URL: <https://www.schenckprocess.com/technologies/screening/screens> (date of application: 14.10.2021).
6. Screens and screening equipment // Metso: [Web site]. URL: <https://www.mogroup.com/products-and-services/plants-and-capital-equipment/screens/> (date of application: 14.10.2021).
7. Uchitel' S. A., Lyalyuk V. P., Popolov D. V. Sortirovka metallurgicheskikh shikht na vibratsionnykh grokhotakh. Saarbyrukken: Palmarium Academic Publishing, 2014. 413 c.
8. Issledovanie i obosnovanie parametrov vysokoproizvoditel'nykh grokho-tov s nezabivayushchimisya sitami v tsiklakh samoizmel'cheniya: zvit pro NDR (zaklyuchn.) / Dnipropetrovs'kiy metalurgiyinyy institut; ker. O. D. Uchitel'; vikon.: R. A. Vasil'eva, E. O. Zelov, [ta in.]. Shifr temi 065275. № 43221643. Kriviy Rig, 1976. 70 s.
9. Issledovanie raboty grokhotov s tsel'yu uluchsheniya effektivnosti otseva i povysheniya ikh ekspluatatsionnoy nadezhnosti. Razrabotka i issledovaniya novykh sistem grokhotov (zaklyuchn.) / Dnipropetrovs'kiy metalurgiyinyy in-stitut; ker. O. D. Uchitel'; vikon.: V. Y. Zasel's'kiy, Ya. El'tushuler, [ta in.]. Shifr temi 082208. № 80021569. Dnipropetrovs'k, 1981. 68 s.
10. Russkikh V. P., Tarasov V. P., Krienko O. V. Issledovanie i sovershenstvo-vanie tekhnologii proizvodstva aglomerata. Visnik Priazovs'kogo derzhav-nogo tekhnichnogo universitetu. 2000. № 10. S. 21–25.
11. Bochka V. V., Sova A. V., Dvoeglazova A. V. Issledovanie osobennostey protsessa razrusheniya aglomerata v ustroystve barabannogo tipa. Metall i lit'e Ukrainy. 2018. № 11-12. S. 3–9.
12. Osobennosti formirovaniya napryazhennogo sostoyaniya i razrusheniya ag-lomerata / V. V. Bochka ta in. Metall i lit'e Ukrainy. 2017. № 6-7. S. 3–6.
13. Povedinka aglomeratu pri mekhanichnikh navantazhennykh / V. V. Bochka ta in. Aktual'ni problemi rozvitku metalurgiyanoi osviti i nauki: materialy Vseukr. nauково-tekhnichnokh konf., m. Dnipro, 4 kvit. 2017 r. Dnipro, 2017. S. 233–237.
14. Ratsional'naya skhema podgotovki aglomerata k domennoy plavke / V. V. Bochka ta in. Visnik Krivoriz'kogo natsional'nogo universitetu. 2014. № 36. S. 234–237.
15. Sova A. V. Udoskonalennya tekhnologii virobnitstva aglomeratu shlyakhom formuvannya ratsional'noi blokovoї strukturi na osnovi rozdil'noi pidgo-tovki shikhti ta mekhanichnoi obrobki spechentsya : dis. kand. tekhn. nauk: 05.16.02. Dnipro, 2020. 119 s.
16. Khopunov E. A. Selektivnoe razrushenie mineral'nogo i tekhnogennogo syr'ya (v oboga- shchenii i metallurgii). Ekaterinburg: ООО «UIPTs», 2013. 429 s.
17. Uchitel' A. D., Zasel'skiy V. Y., Popolov D. V. Analiz formirovaniya granulometricheskogo sostava shikhtovogo materiala na trakte ego podachi v domennuyu pech' // XIII Mezhdunarodnaya konferentsiya "Strategiya kachestva v promyshlennosti i obrazovanii". Varna, 2017. T. 2. S. 173-176.
18. Vibratsiinyi hrokhot: pat. 122940 Ukraina: B07V 1/40, 1/46. № u201710088; zaiavl. 18.10.2017; opubl. 25.01.2018, Biul. № 2.
19. Vibratsiinyi hrokhot: pat. 141145 Ukraina: B07B1/40, 1/46. № u201908854; zaiavl. 22.07.2019; opubl. 25.03.2020, Biul. № 6.
20. Zasel'skiy V. I., Popolov D. V., Zaytsev G. L. Steeply inclined vibrational screen in coal preparation at coke plants. *Coke and chemistry*. 2020. Vol. 63, no. 7. P. 351–355.
21. Zasel'skiy V. I., Popolov D. V. Obosnovanie ispol'zovaniya vibratsi-onno-udarnykh mashin dlya klassifikatsii metallurgicheskoy shikh-ty. Poturaevs'ki chitannya : tezi KhKh Vseukr. nauково-tekhn. konf., m. Dnipro, 22 kvit. 2021 r. Dnipro, 2021. S. 47–48.
22. Zasel'skiy V. I., Popolov D. V., Ivanov I. G. Preparation of coking batch in vibrational impact equipment. *Coke and chemistry*. 2021. Vol. 64, no. 4. P. 163–168.

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 01.09.2023

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.09.2023

УДК 621.774.38

<https://doi.org/10.34185/tpm.3.2023.04>

Дейнеко Л.М. Столбовий В.О. Романова Н.С. Кривчик Л.С. Пінчук В.Л. Мачула Н.В.

Формування азотованого шару сталі 5Х3В3МФС, отриманого в газоплазмовому двоступеневому вакуумно-дуговому розряді

Deineko L.M. Stolbovy V.O. Romanova N.S. Krivchik L.S. Pinchuk V.L. Machula N.V. Molding of a nitrided steel ball 5Х3В3МФС, trimmed in a gas-plasma two-stage vacuum-arc discharge

При виробництві труб із корозійностійких сталей на трубопрокатних установках актуальною проблемою є низька стійкість трубного інструменту. Тому, створення високопродуктивних і стійких в експлуатації інструментів зв'язане, у першу чергу, з одержанням й обробкою таких матеріалів, які могли б протистояти жорстким умовам роботи. Мета роботи. Проаналізувати процес формування структури азотованого шару та його властивостей на поверхні штампового інструменту із сталі 5Х3В3МФС за технологією газо-плазмового азотування у двоступеневому вакуумно-дуговому розряді для підвищення зносостійкості трубопресового інструменту. Результати. У статті запропоновано, обґрунтовано та розраховано математичну модель розподілу мікротвердості за глибиною дифузійного шару. Наведено аналіз термодинамічної стійкості нітридних дифузійних зон, відповідальних за поліпшення показників зносостійкості інструменту. Наукова новизна. Розроблено математична модель розподілу мікротвердості азотованого шару на основі рівняння Колмогорова-Джонсона-Мела-Аврамі, яка враховує фазові перетворення, пов'язані з процесами реакційної дифузії при азотуванні. Практична значущість. Розроблена математична модель дозволяє кількісно аналізувати кінетику газоплазмового азотування та розраховувати глибину азотованих шарів заданого фазового складу для сталі 5Х3В3МФС

Ключові слова: інструментальні сталі, поверхнєве зміцнення, кінетика газо-плазмового азотування, математичне моделювання розподілу мікротвердості

Abstract

Formulation of the problem. In the production of pipes from corrosion-resistant steels on tube rolling mills, a relevant problem is the low durability of the pipe tooling. Therefore, the creation of high-performance and durable tools is primarily associated with obtaining and processing materials capable of withstanding harsh working conditions. Purpose. The paper analyzes the structure and properties of the nitrogenated layer formed on the surface of the stamping tool made of 5Х3В3МФС steel using the ion-plasma nitriding technology in a two-stage vacuum-arc discharge, aimed at improving the wear resistance of the pipe pressing tool. Findings. The article proposes, substantiates and calculates a mathematical model of the distribution of microhardness according to the depth of the diffusion layer. An analysis of the thermodynamic stability of nitride diffusion zones, which are responsible for improving the wear resistance of the tool, is given. Originality. A mathematical model of the microhardness distribution of the nitrided layer was developed based on the Kolmogorov-Johnson-Mela-Avrami equation, which takes into account phase transformations associated with reaction diffusion processes during nitriding. Practical value. The developed mathematical model makes it possible to quantitatively analyze the kinetics of gas plasma nitriding and calculate the depth of nitrided layers of a given phase composition for 5Х3В3МФС steel.

Keywords: tool steels, surface hardening, kinetics of gas-plasma nitriding, mathematical modeling of microhardness distribution

Вступ

Поверхнєве зміцнення інструментальних сталей за допомогою технології газо-плазмового азотування досить широко застосовується в промисловості, проте найближче десятиліття пов'язують з його подальшим інтенсивним розширенням і впровадженням. Це пов'язано з високим ступенем технологічності цього процесу, його керованістю, з високими показниками екологічності, з більш високими фізико-механічними властивостями покриття в порівнянні з іншими методами і технологіями поверхнєвого зміцнення.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

В сучасному виробництві гарячепресованих труб матричні кільця та голки-оправки трубопрофільного преса зазнають інтенсивного зношування. Досить сказати, що до 90% інструменту, що використовується в процесі деформування, виходить з

ладу в результаті зносу і тільки 10 ÷ 15% з інших причин [1,2]. В таблиці №1 наведено оцінку стійкості інструменту, що безпосередньо контактує з металом при пресуванні труб з корозійностійких і високолегованих сталей [3]. Як видно з таблиці, зносостійкість досить низька. У зв'язку з цим, дослідження закономірностей структуроутворення при газоплазмовому насиченні поверхні трубопресового інструменту азотом з метою підвищення зносостійкості штампових сталей є науково-практичним завданням трубного виробництва.

З урахуванням умов експлуатації трубопресового інструменту, до матеріалу ставляться такі вимоги, як висока теплостійкість, в'язкість, висока розгаростійкість, зносостійкість, жаростійкість, висока теплопровідність. Зносостійкість загартованих інструментальних сталей сильно залежить від твердості структурних складових, кількості карбідів, їх форми, розмірів, розподілу, твердості і величини

© Дейнеко Л.М. – д.т.н., проф. УДУНТ
Столбовий В.О.
Романова Н.С.
Кривчик Л.С.
Пінчук В.Л.
Мачула Н.В.

Deineko L.M. – d.t.s., profssor, USUST
Stolbovy V.O.
Romanova N.S.
Krivchik L.S.
Pinchuk V.L.
Machula N.V.

зерна. З підвищенням твердості і кількості карбідів підвищується міцність, але при цьому знижується в'язкість і втомна міцність [4]. Комплекс перерахованих властивостей, який повинен мати пресовий інструмент, досягається застосуванням при його виготовленні з жароміцних сталей мартенситного класу, легованих хромом, вольфрамом, нікелем, молібденом [5]. На теперішній час для виготовлення голок-оправок трубопрофільних пресів і матричних кілець збірних матриць найчастіше використовують вториннотвердіючі сталі 4X5МФ1С і

5X3В3МФС (ДИ-23) (ДСТУ 3953-2000), AISI 4140 (USA) і AISI H11 (USA). Ці сталі піддаються термопокращенню з подвійним відпуском на розпад залишкового аустеніту та вторинне твердіння. Для подальшого підвищення ресурсу зносостійкості трубопресового інструменту доцільно застосовувати комбіновану термічну обробку, яка після гартування з подвійним відпуском передбачає азотування поверхні в газоплазмовому двоступеневому вакуумно-дуговому розряді (ДВДР).

Таблиця 1 – Стійкість пресового інструмента [3]

Інструмент	Стійкість інструменту при виробництві труб із		
	вуглецевих сталей	корозійностійких сталей	сплавів і високо-легованих сталей
Матричні кільця і вставки	300 – 500	До 5-7	До 5
Трубні оправки (голки)	300 – 500	50 – 80	20 – 50

В протилежність азотуванню в тліючому розряді, газоплазмове азотування в двоступеневому вакуумно-дуговому розряді дозволяє проводити азотування при негативному або позитивному потенціалі, доданому до зразка. Ключова роль тут, мабуть, належить робочому газу азоту, який знаходиться в збудженому стані. Основними компонентами газоплазмового вакуумно-дугового розряду є іони молекулярного азоту N_2^+ , нейтральні атоми азоту N та порушені молекули азоту в різних метастабільних станах. [6,7,8,9]. Іони молекулярного азоту N_2^+ мають значну кінетичну енергію в результаті прискорення в електричному полі розрядного проміжку і беруть участь в нагріванні підкладки та розпиленні її поверхні, збільшуючи шорсткість [10,7,8,11,12]. Головною перевагою азотування при позитивному потенціалі на підложці є збереження вихідної чистоти її поверхні (оскільки електрони не розпилюють поверхню), в той час як при негативному потенціалі шорсткість поверхні істотно збільшується через її розпилення іонним бомбардуванням. Тому після іонного

азотування потрібна додаткова механічна обробка робочих поверхонь інструменту і деталей машин. Відмінною рисою мікроструктури азотованого шару після газоплазмового азотування є наявність дрібнодисперсної дуже міцної ϵ -фази. Завдяки наявності в шарі цієї фази поверхнева твердість деталей, що азотуються, вище, ніж при газовому азотуванні майже на HV 200 [14]. Завдяки цьому, можливо отримання дифузійного шару з розвинутою нитридною зоною, що надає високу зносостійкість виробам і антикорозійні властивості.

Метою даної роботи є дослідження структури та властивостей сталі 5X3В3МФС після комбінованої термічної обробки, яка складається із загартування з подвійним відпуском з подальшим азотуванням поверхні в газоплазмовому ДВДР.

Матеріали та методика досліджень

Хімічний склад досліджених зразків напівтеплостійкої, вторинно твердіючої сталі 5X3В3МФС отриманий на основі оптико-емісійного спектрального аналізу і представлений в таблиці 2

Таблиця 2. Хімічний склад сталі 5X3В3МФС, % по масі

C	Si	W	Mn	Cr	V	Mo	Ni	Cu	S	P
							Не более			
0,45-0,55	0,8-1,1	2,8-3,3	0,15-0,45	2,5-3,5	0,3-0,5	1,2-1,5	0,35	0,30	0,03	0,03

Зразки з мартенситно-старіючої сталі 5X3В3МФС піддавалися комбінованій термічній обробці - об'ємному загартуванню в масло з подвійним відпуском для розпаду аустеніту залишкового і на вторинну твердість (режим представлений на рис. 1) та азотуванню при температурі 540-570°C у газоплазмовому двоступеневому вакуумно-дуговому розряді. Іонне азотування проводилося на установці «Булат 6» (ННЦ ХФТІ, м. Харків). Ця установка містить вакуумну камеру з розташованими в ній катодами, джерелами живлення та тримачем зразків (виробів). Зразки витримувалися серед іонізованих і активованих атомів азоту при

тиску 0,6 Па і при подачі на тримач зразків негативної напруги 1000-1300 В протягом 1 години.

Зазначені параметри азотування дозволяють розігріти поверхню зразків сталі 5X3В3МФС до температури 540°C і отримати азотований шар товщиною до 60...70 мкм. Високий ступінь іонізації плазми дозволяє проводити безпосередньо перед азотуванням очищення та активацію поверхні зразків. Очищення полягає у видаленні окисних плівок та розпиленні атомів з поверхні зразків активними частинками газоплазмового середовища. Очищення забезпечує наступний високий рівень

адгезії активного азоту на поверхні зразків у режимі насичення. [15]

Після азотування проводився рентгенофазовий та металографічний аналіз азотованого шару зразків, а також було побудовано графік розподілу мікротвердості азотованого шару за його глибиною. Металографічний аналіз виробів і зразків

виконаний з використанням мікроскопів Axiovert 200 MAT і растрового електронного мікроскопу РЕМ. Мікротвердість дифузійних шарів вимірювали на мікротвердомірі ПМТ-3М на металографічних шліфах при навантаженні 10Н.

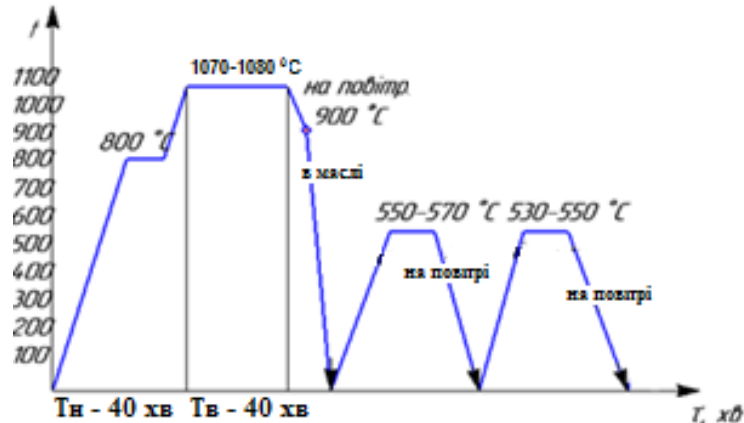


Рис.1- Режим об'ємної термічної обробки сталі 5X3B3MFC перед газоплазмовим азотуванням

Результати дослідження та їх обговорення

Основою мікроструктури загартованої і відпущеної сталі є відпущений мартенсит – легований α -твердий розчин, пересичений по вуглецю і легуючими елементами, а також в структурі розташовуються включення спеціальних карбідів, які не

розчинилися в аустениті при нагріванні під загартування. На рис.2 та 3 представлена мікроструктура зразків сталі 5X23B3C після об'ємного загартування з подвійним відпуском у відповідності з рис.1 і з наступним газоплазмовим азотуванням в ДВДР.

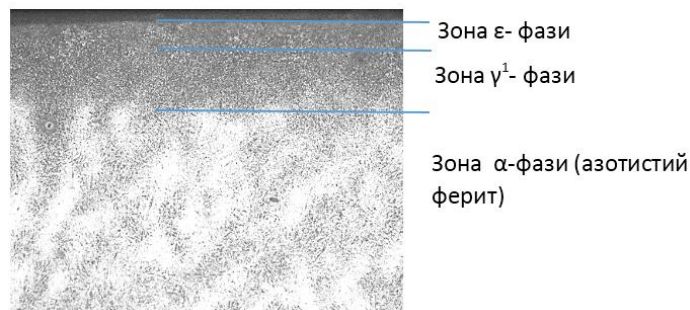


Рис.2 Мікроструктура сталі 5X3B3MFC після об'ємного загартування з подвійним відпуском у і з наступним газоплазмовим азотуванням в ДВДР, x200, Axiovert 200 MAT

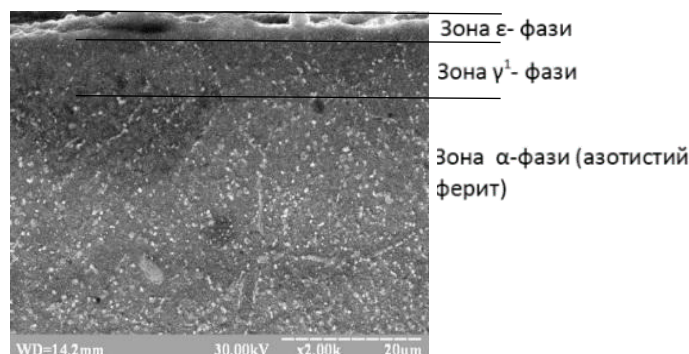


Рис.3 Мікроструктура азотованого шару зразка сталі 5X3B3MFC (РЕМ)

При застосуванні технології азотування в газовій плазмі дугового розряду отримана структура, що складається, згідно з даними рентгенофазового аналізу, з шару нітридів $Fe_{2-3}N$ (ϵ -фаза) та Fe_4N (γ' -фаза) – нітридна зона, та мартенситу відпуску, насиченого азотом (α -фаза або азотистий ферит) – дифузійна зона або зона внутрішнього азотування, карбідів та нітридів легуючих елементів. Виділення частинок нітридів хрому, молібдену і ванадію при азотуванні дозволяє додатково підвищити поверхневу твердість. Таким чином, зона внутрішнього азотування - це багатофазна область, яка складається з α -фази, карбідів і нітридів легуючих елементів. Слід зазначити, що параметри технології азотування в плазмі ДВДР сильно впливають на всі процеси, пов'язані з формуванням азотованого

шару, а саме, на активацію газового середовища, на адсорбцію азоту на поверхню зразка і на його дифузію вглиб сплаву.

Основним процесом, що модифікує властивості поверхні інструментальної сталі при газоплазмовому азотуванні, є власне реакційна (стара назва реактивна) дифузія, у процесі якої в ізотермічних умовах насичення змінюється структурно-фазовий склад поверхні [16]. Графік зміни мікротвердості азотованого шару сталі 5ХЗВЗМФС, представлений на рисунку 4, відображає характер і ступінь зміни структурно-фазового складу по глибині від поверхні зразка після газоплазмового азотування у ДВДР. Графік побудований на основі експериментальних даних, представлених у таблиці №3

Таблиця №3 Експериментальні дані результатів вимірювання мікротвердості азотованого шару зразка сталі 5ХЗВЗМФС

Глибина азотованого шару, мкм	10	10	10	20	20	30	30	40	40	50	50	60	70	80	150	150	250	250	350	350
Мікротвердість, $\times 10^4$ МПа	1,05	1,045	1,04	1,03	1,035	1,025	1,026	0,896	0,867	0,76	0,77	0,74	0,625	0,62	0,59	0,57	0,56	0,54	0,535	0,53

При дослідженні процесів азотування, насамперед аналізується розподіл концентрації азоту або розподіл значень мікротвердості по глибині дифузійного шару. Твердість азотованого шару визначає зносостійкість інструменту, його опір корозії та, загалом, є універсальним критерієм ефективності процесу азотування. Як свідчать результати заміру мікротвердості експериментальних зразків, товщина азотованого шару складала 65...70 мкм. По даним металографічного та рентгеноструктурного

аналізів, твердість на поверхні сягає 10000-10500 МПа з причини утворення нітридних зон з $Fe_{2-3}N$ (ϵ -фаза) і Fe_4N (γ' -фаза) і дифузійної зони (підшару) азотистого фериту (α -фаза), в якому присутні карбіди і нітриди легуючих елементів хрому, молібдену, ванадію. В силу того, що α -фаза насичена азотом, вона має підвищену корозійну стійкість і твердість по відношенню до мартенситу відпуску серцевини деталі.

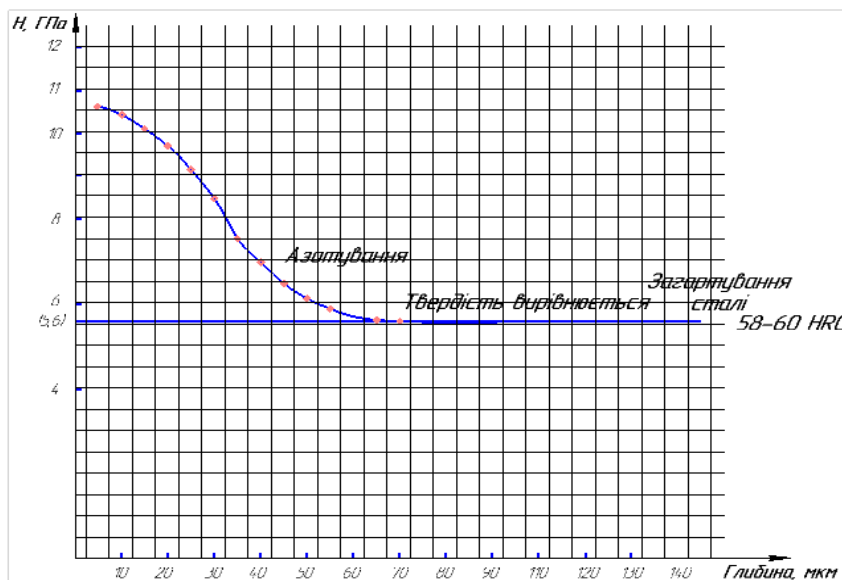


Рис. 4 Розподіл значень мікротвердості по глибині азотованого шару інструментальної сталі 5ХЗВЗМФС після газоплазмового азотування

На рисунку 5 наведена фазова діаграма стану Fe-N та схема дифузійного насичення поверхні азотом, яка дозволяє зрозуміти структурно-фазові перетворення в поверхні інструментальних сталей в процесі азотування.

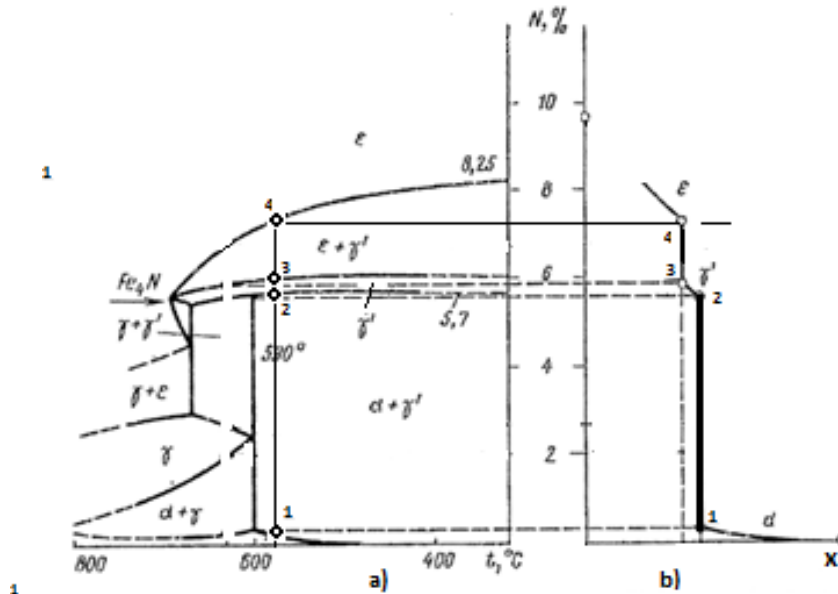


Рис.5 - Схема дифузійного насичення азотом поверхні заліза:
 а) діаграма фазової рівноваги Fe-N;
 б) крива розподілу концентрації азоту по глибині зони азотування при температурі 560-580°C

На кривій розподілу концентрації азоту можна виділити області так званої атомної дифузії (насичення азотом однофазних областей) та області реакційної дифузії (зони, де дифузія супроводжується фазовими перетвореннями). Як показано на рис. 5 (b), до ділянок з атомною дифузією відносяться лінії концентраційного розподілу азоту d-1, 2-γ' і 4-ε, а до ділянок з реакційною дифузією

відносяться вертикальні прямі концентраційного розподілу 1-2 і 3-4. Кінетика атомної дифузії описується другим законом Фіка. У разі поверхневого насичення сталі азотом, другий закон Фіка може бути представлений в одновимірному вигляді, оскільки дифузія йде тільки в перпендикулярному до поверхні напрямку:

$$\frac{\partial C(x, \tau)}{\partial \tau} = D \cdot \frac{\partial^2 C(x, \tau)}{\partial x^2} \tag{1}$$

Аналітичне рішення цього рівняння для напівнескінченного тіла (таке припущення для процесів хіміко-термічної обробки виправдане через велику

різницю між товщиною азотованого шару і товщиною зразка) може бути представлене у вигляді: [16,17]

$$C_\alpha(x, \tau) = a_\alpha + b_\alpha \cdot \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{D_\alpha\tau}}\right); \tag{2}$$

$$C_{\gamma'}(x, \tau) = a_{\gamma'} + b_{\gamma'} \cdot \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{D_{\gamma'}\tau}}\right); \tag{3}$$

$$C_\epsilon(x, \tau) = a_\epsilon + b_\epsilon \cdot \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{D_\epsilon\tau}}\right) \tag{4}$$

де $C_\alpha(x, \tau)$, $C_{\gamma'}(x, \tau)$, $C_\epsilon(x, \tau)$ – функції розподілу концентрації азоту в α , γ' і ϵ – фазах відповідно в залежності від координат x і часу τ ;

a_α , $a_{\gamma'}$, a_ϵ , b_α , $b_{\gamma'}$, b_ϵ – константи, що залежать від початкових і граничних умов;

$\operatorname{erf}()$ – функція помилок, що визначається виразом

D_α , $D_{\gamma'}$, D_ϵ - коефіцієнти дифузії азоту в α , γ' і ϵ – фазах відповідно;

$$\operatorname{erf}(\vartheta) = \frac{2}{\pi} \int_0^\vartheta e^{-\vartheta^2} d\vartheta \tag{5}$$

При граничних умовах $C_{\text{пов}}(\tau) = C(0, \tau) = \text{const}$, тобто коли концентрація азоту на поверхні напівбезкінцевого тіла постійна, розподіл концентрації азоту в однофазній області α -фази азотованого

шару аналітично буде визначатися наступним виразом [17]:

$$C(x, \tau) = C_1 + (C_n - C_1) \cdot \left(1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{D\tau}}\right)\right) \tag{6}$$

де C_1 – початкова концентрація азоту в сталі, тобто $C(x, 0) = C_1$, практично для сталі 5Х3В3МФС, $C_1 = 0$. C_n – визначатися буде азотним потенціалом газоплазмового середовища.

Ділянки концентраційного розподілу азоту, пов'язані з фазовими перетвореннями при дифузійному насиченні (реакційна дифузія), аналітично можуть бути описані рівнянням Колмогорова-Джонсона-Мела-Аврамі, відоме в англомовних

публікаціях, як ЖМАК – рівняння. Це рівняння описує кінетику фазових перетворень в ізотермічних

$$\alpha(\tau) = 1 - \exp [(-k\tau)^n] \quad (7)$$

де $\alpha(\tau)$ – міра фазового перетворення (доля нової фази в результаті фазового перетворення); τ – час; k – константа швидкості фазового перетворення; n – кінетичний показник, який відбиває геометрію зародків фази, яка зростає.

Слід зазначити, що розподіл мікротвердості азотованого шару якісно відповідає не тільки розподілу вмісту азоту, але також знаходиться у прямій залежності від фазового складу (чим більша частка нітридних фаз та азотистого фериту в шарі, тим вище буде його мікротвердість). Виходячи з цього, доцільно розглянути математичну модель розподілу мікротвердості за глибиною азотованого шару, побудовану на основі кінетичного рівняння фазового перетворення Колмогорова-Джонсона-Мела-Аврамі (7).

Зважаючи на добре відоме і в теорії дифузії, і в практиці хіміко-термічної обробки параболічне співвідношення між товщиною дифузійного шару

умовах (процес азотування також відбувається в ізотермічних умовах) [18]:

$$\delta = K \cdot \sqrt{\tau}$$

та часом його насичення $\delta = K \cdot \sqrt{\tau}$, де δ – товщина дифузійного шару, τ – час насичення, K – константа параболічного росту [16], можна від кінетичного рівняння (7) перейти до моделі розподілу мікротвердості за глибиною азотованого шару у вигляді:

$$HV(\delta) = A - B \cdot \exp [-C\delta^N] \quad (8)$$

де A, B, C і N – параметри моделі, які необхідно підібрати, виходячи з експериментальних даних по заміру мікротвердості на основі методу найменших квадратів. Ця задача була виконана в математичному процесорі MathCad 2001 Professional. В результаті була отримана наступна аналітична залежність:

$$HV(\delta) = 6000 + 4600 \exp(-0,88 \cdot 10^{-5} \delta^3) \quad (9)$$

На рис.6 показаний результат моделювання розподілу мікротвердості по глибині азотованого шару для сталі 5Х3В3МФС.

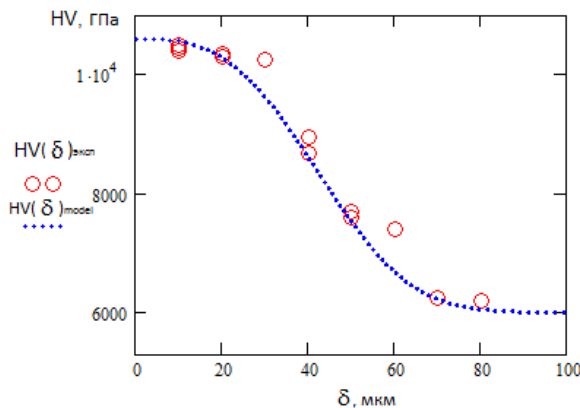


Рис.6 – Експериментальні (\circ) і змодельовані (\dots) значення мікротвердості в залежності від глибини азотованого шару сталі 5Х3В3МФС

При дифузійному насиченні поверхні активними атомами азоту через певний часовий інтервал концентрація азоту на поверхні сплаву досягне межі його розчинності в α , що призведе до виділення перших кристалів γ' -фази, а потім і ϵ -фази при граничному насиченні азотом вже γ' -фази відповідно. Як впливає з металографічного аналізу і як схематично відображено на рис.7, зародження γ' -фази на початкових стадіях відбувається на поверхні головним чином, по межах зерен α -фази. Цей процес зародження нової фази і її зростання буде йти в часі, доки на поверхні не сформується монолітний шар γ' -фази, потім і ϵ -фази. Причому концентрація азоту в α і γ' -фазах безпосередньої близькості до міжфазної межі розділу α/γ' визначатимуться точками термодинамічної рівноваги 1 та 2 діаграми стану при температурі азотування (див. рис.5). Еволюція описаного фазового перетворення у процесі насичення поверхні азотом схематично представлено на рисунку 7 (аналогічна схема наведено у роботі [19]):

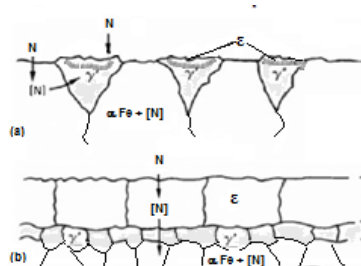


Рис. 7 - Схема формування азотованого шару

Як впливає з рентгеноструктурного та металографічного аналізів сталі 5Х3В3МФС, результатом реакційної дифузії є формування двох дифузійних фронтів ϵ/γ' і γ'/α , що розділяють нітридні зони та зону внутрішнього азотування. Можна виділити ще один дифузійний фронт, що формує зону нітридів легуючих елементів Cr, W, Mo. Цей дифузійний фронт додатково підвищує міцність та твердість

азотованого шару, але менш чітко виражений структурно через малу об'ємну частку цих нітридів та високий ступінь їх дисперсності. Схематично основні два фронти ϵ/γ' і γ'/α показано на рис. 7(б) і 8. Товщина кожної з дифузійних зон залежить від швидкості просування цих фронтів. Відповідно до теорії хіміко-термічної обробки, швидкість просування дифузійного фронту γ'/α або ϵ/γ' при насиченні поверхні азотом визначається виходячи з рівнянь балансу мас [17]:

$$\frac{d\lambda_{\gamma'/\alpha}}{d\tau} = \frac{D_N^{\gamma'} \frac{\partial C_{\alpha}}{\partial x} - D_N^{\alpha} \frac{\partial C_{\gamma'}}{\partial x}}{C_N^{\gamma'/\alpha} - C_N^{\alpha/\gamma'}} \quad (10)$$

$$\frac{d\lambda_{\epsilon/\gamma'}}{d\tau} = \frac{D_{\epsilon} \frac{\partial C_{\epsilon}}{\partial x} - D_{\gamma'} \frac{\partial C_{\gamma'}}{\partial x}}{C_N^{\epsilon/\gamma'} - C_N^{\gamma'/\epsilon}} \quad (11)$$

де $(d\lambda(\gamma'/\alpha))/d\tau$, $(d\lambda(\epsilon/\gamma'))/d\tau$ - швидкість переміщення дифузійного фронту γ'/α і ϵ/γ' відповідно;

$\partial C(\gamma')/\partial x$ і $(\partial C\alpha)/\partial x$ - концентраційні градієнти по азоту в γ' -фазі і в α -фазі поблизу дифузійного фронту γ'/α ;

$\partial C\epsilon/\partial x$ і $\partial C\gamma'/\partial x$ - концентраційні градієнти по азоту в ϵ -фазі і в γ' -фазі поблизу дифузійного фронту ϵ/γ' ;

$C(\gamma'/\alpha)$, $C(\alpha/\gamma')$ - концентрація азоту поблизу дифузійного фронту γ'/α зі сторони γ' -фазі і α -фазі відповідно, ці концентрації визначаються по діаграмі фазової рівноваги при температурі азотування точками 1 і 2 відповідно (див.рис.5 а);

$C(\epsilon/\gamma')$ і $C(\gamma'/\epsilon)$ - концентрація азоту поблизу дифузійного фронту ϵ/γ' зі сторони ϵ -фазі і γ' -фазі відповідно, ці концентрації визначаються по діаграмі фазової рівноваги при температурі азотування точками 3 і 4 відповідно (див.рис.5 а).

Співвідношення розмірів нітридних зон та зони внутрішнього азотування визначає зрештою профіль мікротвердості азотованого шару. При формуванні трифазного азотованого шару (рис.7 б), локальна рівноважна концентрація γ' -фазі на кордоні з α -фазою та ϵ -фазою визначаються, відповідно до діаграми фазової рівноваги, точками 2 і 3 відповідно (див. рис.5). При цьому в шарі γ' -фазі

неминуче виникне градієнт концентрації азоту, що призводить до зміщення фронту γ'/α в бік α -фазі, а фронту ϵ/γ' в бік ϵ -фазі і в кінцевому підсумку до розчинення шару ϵ -фазі при тривалих витримках з підвищеною температурою (див.рис.8). Швидкість переміщення фронтів γ'/α та ϵ/γ' залежить як від коефіцієнтів дифузії D_{α} , $D_{\gamma'}$, D_{ϵ} , так і від концентраційних градієнтів. Подібного роду еволюція трифазного, термодинамічно нестабільного азотованого шару, що призводить до розчинення ϵ -фазі під час відпалу експериментально підтверджена в роботі [20]

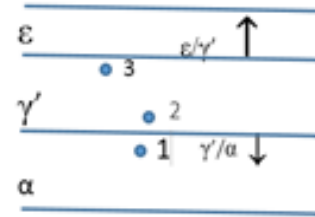


Рис.8 - Схема переміщення дифузійних фронтів термодинамічно нерівноважного трифазного азотованого шару після завершення процесу азотування

Висновки

У роботі проведено аналіз структури та властивостей азотованого шару сталі 5Х3В3МФС після газо-плазмового азотування у двоступеневому вакуумно-дуговому розряді. Запропоновано, обґрунтовано та розраховано для сталі 5Х3В3МФС математичну модель для побудови профілю мікротвердості азотованого шару. Модель розроблена на основі рівняння Колмогорова-Джонсона-Мела-Аврамі і враховує кінетику фазових перетворень, які супроводжують процеси реакційної дифузії при азотуванні сталі.

Бібліографічний список

1. Боброва Т.Б., Високос С.М., Глушко Ю.Ю., Пеховка М.В. та інші Матеріалознавство: навчальний посібник. Київ: Ресурсний центр «Гурт». 2019. 167 с.
2. Кривчик Л.С., Хохлова Т.С., Дейнеко Л.М., Пінчук В.Л., Сребрянський Г.О. Зміцнення трубопресового інструменту для виробництва корозійностійких труб шляхом нанесення покриттів зносостійких аморфних сплавів XIII International Scientific and Practical Conference «Multidisciplinary academic research, innovation and results», Prague, Czech Republic. 05-08 April 2022, С. 736-748
3. Друян В. М., Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.О. Теорія та технологія трубного виробництва: підручник. Дніпро: VAL, 2000. 587 с.
4. Василенко І. І., Широков В.В., Василенко Ю.І. Конструкційні та електротехнічні матеріали : навч. посіб. Львів : Магнолія, 2006, 2009. 242 с.
5. Гогаєв К.О., Сидорчук О.М., Радченко О.К. Інструментальні штампові сталі для гарячого деформування. Металловедение и термическая обработка металлов. 1995. №8. С. 18-20.
6. Kryvchuk L., Pinchuk V.L., Khokhlova T.S., Ivanov I.V., Mohylenets M.V., Dumenko K.A., Article title. Journal of Engineering Sciences. THE CARBONITRATION OF THE TOOL FOR THE STAINLESS STEEL PIPES PRESSING. 2020. Vol.7(1). P. 1–5, doi:10.21272/jes.2020.7(1).e1.
7. Кривчик Л.С., Пінчук В.Л., Подгібалов О., Юрков М. Методи зміцнення трубопресового інструменту // Матеріали Всеукраїнської науково-практичної конференції для творчої молоді України Маріуполь, 26 квітня 2020 р.
8. Кривчик Л.С., Хохлова Т.С., Пінчук В.Л. Шляхи термозміцнення трубопресового інструменту для виробництва неіржавіючих труб // Матеріали Всеукраїнської науково-технічної конференції студентів і

- молодих вчених “Молода академія 2020” (м. Дніпро, 21-22 травня 2020 р.) – Т. 1. – Дніпро, НМетАУ, 2020.
9. Кривчик Л.С., Пінчук В.Л., Хохлова Т.С. Вибір зміцнюючої технології трубопресового інструмента для виробництва нержавіючих труб // VIII Міжнародна науково-практична конференція «Modern problems in science», Прага, Чехія, 9-12 листопада 2020 р., С. 699-707
 10. Саблев Л.П., Ломіно Н.С., Ступак Р.И., Андреев А.А., Чикрызов А.А. Двухступенчатый вакуумно-дуговой разряд: характеристики и методы создания. Сб. докл. 6-й Межд. конф. «Оборудование и технологии термической обработки металлов и сплавов». Харьков, 2005, ч. 2, С. 159 – 169.
 11. Кривчик Л.С. Зміцнення трубопресового інструменту для виробництва корозійностійких труб шляхом нанесення зносостійких покриттів // Конференція «Інформаційні технології в галузі», м. Кривий Ріг, 17.03.2022 р., ВСП «КТФК УДУНТ».
 12. Кривчик Л.С., Хохлова Т.С. Використання хіміко-термічної обробки з метою покращення експлуатаційних властивостей інструмента для пресування нержавіючих труб // XI Міжнародна науково-практична інтернет-конференція «Сучасний рух науки» м. Дніпро. 8-9 жовтня 2020 р., С. 347-353
 13. Могильная Е.П., Дубасов В.М. «Ионное азотирование изделий из конструкционной стали 38ХМФА», СЧУ ім. Володимира Даля, м. Луганськ, Україна
 14. Могильная Е.П., Дубасов В.М. «Ионное азотирование изделий из конструкционной стали 38ХМФА», СЧУ ім. Володимира Даля, м. Луганськ, Україна, С. 193-198.
 15. Ralph B., The processing of metal matrix composites — an overview/B. Ralph, H.C. Yuen and W.B. Lee. Journal of Materials Processing Technology. – 1997. vol. 63. №1-3. P. 339 – 353.
 16. Лобанов М. Л. Зорина М.Л. Методы определения коэффициентов диффузии, Учебное пособие, Екатеринбург, 2017
 17. Modeling and Simulation of Thermochemical Heat Treatment Processes: A Phase Field Calculation of Nitriding in Steel, von Yakub Adesoga Tijani, Dissertation zur Erlangung des Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften – Dr. Ing. – Vorgelegt im Fachbereich 3 (Mathematik & Informatik) der Universit at Bremen im Juni 2008
 18. Yu. V. Yudina, A. A. Kuklinaa, P. D. Lebedevb, and M. V. Maisuradzea, * Yeltsin Ural Federal University, Yekaterinburg, Krasovskii Institute of Mathematics and Mechanics, Ural Branch
 19. M A J Somers IFHTSE Global 21: heat treatment and surface engineering in the twenty-first century Part 14 – Development of compound layer during nitriding and nitrocarburising; current understanding and future challenges, ISSN: 1749-5148 (Print) 1749-5156 (Online)
 20. T. LIAPINA, A. LEINEWEBER, and E.J. MITTEMEIJER Phase Transformations in Iron-Nitride Compound Layers upon Low-Temperature Annealing: Diffusion Kinetics of Nitrogen in γ - and δ -Iron Nitrides, Article in Metallurgical and Materials Transactions A · January 2006, DOI: 10.1007/s11661-006-0003-4

References

1. Bobrova T.B., Vysokos S.M., Hlushko Yu.Iu., Pekhovka M.V. та інші Materialoznavstvo: navchalnyi posibnyk. Kyiv: Resursnyi tsentr «Hurt». 2019. 167 s.
2. Kryvchuk L.S., Khokhlova T.S., Deineko L.M., Pinchuk V.L., Srebrianskyi H.O. Zmitsnennia trubopresovoho instrumentu dlia vyrobnytstva koroziiinostiikykh trub shliakhom nanesennia pokryt znosostiikykh amorfnykh splaviv» XIII International Scientific and Practical Conference «Multidisciplinary academic research, innovation and results», Prague, Czech Republic. 05-08 April 2022, s. 736-748
3. Druian V. M., Huliaiev Yu.H., Chukmasov S.O. Teoriiia ta tekhnolohiia trubnoho vyrobnytstva: pidruchnyk. Dnipro: VAL, 2000. 587 s.
4. Vasylenko I. I., Shyrovkov V.V., Vasylenko Yu.I. Konstruktsiini ta elektrotekhnichni materialy : navch. posib. Lviv : Mahnoliia, 2006, 2009. 242 s.
5. Hohaiev K.O., Sydorchuk O.M., Radchenko O.K. Instrumentalni shtampovi stali dlia hariachoho deformuvannia. Metallovedenye y termicheskaia obrabotka metallov. 1995. №8. S. 18-20.
6. Kryvchuk L., Pinchuk V.L., Khokhlova T.S., Ivanov I.V., Mohylenets M.V., Dumenko K.A., Article title. Journal of Engineering Sciences. THE CARBONITRATION OF THE TOOL FOR THE STAINLESS STEEL PIPES PRESSING. 2020. Vol.7(1). P. 1–5, doi:10.21272/jes.2020.7(1).e1.
7. Kryvchuk L.S., Pinchuk V.L., Podhibalov O., Yurkov M. Metody zmitsnennia trubopresovoho instrumentu // Materialy Vseukrainskoi naukovy-praktychnoi konferentsii dlia tvorchoi molodi Ukrainy Mariupol, 26 kvitnia 2020 r.
8. Kryvchuk L.S., Pinchuk V.L., Podhibalov O., Yurkov M. Metody zmitsnennia trubopresovoho instrumentu // Materialy Vseukrainskoi naukovy-praktychnoi konferentsii dlia tvorchoi molodi Ukrainy Mariupol, 26 kvitnia 2020 r
9. Kryvchuk L.S., Pinchuk V.L., Khokhlova T.S. Vybir zmitsniuiuchoi tekhnolohii trubopresovoho instrumenta dlia vyrobnytstva nerzhaviiuchykh trub // VIII Mizhnarodna naukovy-praktychna konferentsiia «Modern problems in science», Praha, Chekhiiia, 9-12 lystopada 2020 r., S. 699-707
10. Sablev L.P., Lomyo N.S., Stupak R.Y., Andreev A.A., Chykrizhov A.A. Dvukhstupenchatyi vakuumno-duhovoii razriad: kharakterystyky y metody sozdaniia. Sb. dokl. 6-y Mezhd. konf. «Oborudovanye y tekhnolohyy termicheskoii obrabotky metallov y splavov». Kharkov, 2005, ch. 2, S. 159 – 169.

11. Kryvchyk L.S. Zmitsnennia trubopresovoho instrumentu dlia vyrobnytstva koroziiostiikykh trub shliakhom nanesennia znosostiikykh pokryttiv» // Konferentsiia «Informatsiini tekhnolohii v haluzi», m. Kryvyi Rih, 17.03.2022 r., VSP «KTFK UDUNT».
12. Kryvchyk L.S., Khokhlova T.S. Vykorystannia khimiko-termichnoi obrobky z metoiu pokrashchennia ekspluatatsiinykh vlastyivostei instrumenta dlia presuvannia nerzhaviiuchykh trub // Khl Mizhnarodna naukovo-praktychna internet-konferentsiia «Suchasnyi rukh nauky» m. Dnipro. 8-9 zhovtnia 2020 r., S. 347-353
13. Mohylnaia E.P., Dubasov V.M. «Yonnoe azotyrovanye yzdelyi yz konstruktsyonnoi staly 38KhMFA», SNU im. Volodymyra Dalia, m. Luhansk, Ukraina, S.
14. Могильная Е.П., Дубасов В.М. «Ионное азотирование изделий из конструкционной стали 38ХМФА», СНУ ім. Володимира Даля, м. Луганськ, Україна, С. 193-198.
15. Ralph B., The processing of metal matrix composites — an overview/B. Ralph, H.C. Yuen and W.B. Lee. Journal of Materials Processing Technology. – 1997. vol. 63. №1-3. P. 339 – 353.
16. Lobanov M. L. Zoryna M.L. Metody opredeleniya koэфfityentov dyffuzyu, Uchebnoe posobyе, Ekaterynburh, 2017
17. Modeling and Simulation of Thermochemical Heat Treatment Processes: A Phase Field Calculation of Nitriding in Steel, von Yakub Adesoga Tijani, Dissertation zur Erlangung des Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften – Dr. Ing. – Vorgelegt im Fachbereich 3 (Mathematik & Informatik) der Universit at Bremen im Juni 2008
18. Yu. V. Yudina, A. A. Kuklinaa, P. D. Lebedevb, and M. V. Maisuradzea, * Yeltsin Ural Federal University, Yekaterinburg, Krasovskii Institute of Mathematics and Mechanics, Ural Branch
19. M A J Somers IFHTSE Global 21: heat treatment and surface engineering in the twenty-first century Part 14 – Development of compound layer during nitriding and nitrocarburising; current understanding and future challenges, ISSN: 1749-5148 (Print) 1749-5156 (Online)
20. T. LIAPINA, A. LEINEWEBER, and E.J. MITTEMEIJER Phase Transformations in Iron-Nitride Compound Layers upon Low-Temperature Annealing: Diffusion Kinetics of Nitrogen in α - and γ -Iron Nitrides, Article in Metallurgical and Materials Transactions A · January 2006, DOI: 10.1007/s11661-006-0003-4

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 01.09.2023
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.09.2023

Железнов К.І., Урсуляк Л.В.

Побудова оптимальної траєкторії руху поїзда в координатах Шлях - Час

Zhelieznov K I, Ursulyak L V

Creating the optimal trajectory of train movement in coordinates distance - time.

Мета. Автори мають за мету створити методику побудови оптимальної траєкторії з використанням сітки в координатах Шлях – Час та довести адекватність отриманих результатів за допомогою числових експериментів з вантажними поїздами. **Методика.** Запропонована раціональна функція для апроксимації залежності швидкості поїзда від пройденої відстані, щоб уникнути необхідності рішення системи диференціальних рівнянь руху поїзда. Для побудови оптимальної траєкторії руху поїзда наведені критерії вибору параметрів сітки в координатах Шлях – Час. Обґрунтовані інтервали між вузлами сітки з урахуванням можливих режимів ведення поїзда. Наведені особливості розрахунку значення кінцевої швидкості при проходженні ділянки конкретної довжини за допомогою запропонованої функції. Наведена методика реалізації управління рухом поїзда та розрахунок параметрів переходу між вузлами сітки. **Результати.** Авторами отримані можливі криві швидкості під час прискорення та уповільнення поїзда для різних значень початкової швидкості або під час руху поїзда на ділянці великою довжиною зі зміною режимів управління за допомогою запропонованої раціональної функції, а також доведено їх добре узгодження з результатами числових експериментів за належним вибором параметрів функції. Отримана система рівнянь, з рішення якої можна отримати величину швидкості в кінцевому вузлі переходу. Наведені також залежності сили тяги поїзда від швидкості руху для різних параметрів запропонованої функції. Отримані результати теоретичних досліджень дозволяють збільшити швидкість виконання обчислювань за рахунок застосування спрощених способів розрахунків стану поїзда, як керованої системи, та без використання диференціальних рівнянь руху. Це, у свою чергу, дозволить вирішувати завдання пошуку оптимального управління практично в режимі реального часу з урахуванням мінливих мов під час руху поїзда. **Наукова новизна.** Авторами вперше запропонована методика побудови оптимальної траєкторії руху поїзда в координатах Шлях – Час. **Практична значимість.** На основі отриманих результатів доведено, що запропонована методика дозволяє отримати криві швидкості при будь-яких режимах управління поїздом, а також реалізувати отримане управління поїздом. Запропоновані критерії дозволяють обмежити кількість варіантів рішень (режимів управління), що розглядаються на подальших етапах.

Ключові слова: оптимальна траєкторія; залізничний транспорт; параметри сітки, швидкості руху поїзда; реалізація управління; графічне рішення системи рівнянь;

Purpose. The purpose of the authors is to develop the method for creating the optimal trajectory of train, using the grid in the coordinates of the Distance - Time and to prove the adequacy of the results using numerical experiments with freight trains. **Methodology.** A rational function is proposed for the approximation of the dependence of the train speed on the traveled distance to avoid the solving the system of differential equations of the train motion. The criteria are provided for choosing the parameters of grid in the coordinates Distance - Time. Considering the possible modes of train control, the values of intervals between the grid nodes were met. The peculiarities of determining the value of the final speed when passing the section of a particular length using the proposed rational function are described. The method of implementing train control and calculating the transition parameters between the mesh nodes are given. **Findings.** The authors determined possible speed curves when a train accelerates and slows down, considering various initial speed values, and when the train moves with changing control modes. Also, it has been proved that the curves have a good coincidence with the results of numerical experiments. A system of equations is provided from which it is possible to get the final speed value when transition into the final node from the start node of the grid cell. The dependency of a traction and braking force from the speed for various parameters of the suggested function is calculated. The results of the theoretical research allow to increase the calculations speed by means of applying simplified methods of train state calculation without using of a differential equations, as a controlled system. This, in turn, will solve the task of searching for the optimal train control almost in real time, considering the changing conditions of the train movement. **Originality.** The authors for the first time proposed the method for creating the optimal trajectory of train movement in coordinates Distance - Time. **Practical value.** Based on of the gotten results it is proved that the suggested method allows to calculate actual speed curves for any modes of train control are implemented. The proposed criteria allow you to restrict the number of solution variants (control modes), which are considered in the further stages.

Keywords: optimal trajectory; railway transport; grid parameters, train speed; implementation of train control; graphic solution of the system of equations.

Вступ

У сучасних умовах ринкової економіки для всіх енергоспоживачів, включаючи залізничний транспорт, найбільш вагомим та визначальним фактором використання енергії стає вартість енергоносія. Успішна робота вітчизняних залізниць на ринку електроенергії пов'язана з подальшим

розвитком інформаційних технологій управління на залізничному транспорті, що поєднують системи електричної тяги і організації процесу перевезень з оптимальними режимами руху поїздів.

Загально відомо, що одним із засобів зменшення собівартості перевезень на залізничному транспорті є зниження енерговитрат на ведення

© Железнов К.І. – УДУНТ
Урсуляк Л.В.– УДУНТ

Zhelieznov K – USUST
Ursulyak L – USUST

поїздів. Найменш витратним способом досягнення цієї мети є впровадження тренажерних комплексів для навчання енергооптимальним та безпечним режимам управління поїздом. Існує безліч методів, призначених для розрахунку таких режимів. Побудові оптимальної траєкторії руху різних об'єктів присвячено багато робіт [1-9]. У даній роботі розглянута методика побудови оптимальної траєкторії руху вантажних поїздів.

Оптимальна траєкторія руху може бути побудована або в координатах Швидкість – Шлях або в координатах Шлях – Час. Побудова оптимальної траєкторії з використанням сітки в координатах Швидкість – Шлях не дозволяє відразу отримати траєкторію руху поїзда, яка забезпечує заданий час ходу по ділянці. В результаті, для досягнення прийняттого для часу ходу результату, доводиться вводити додаткові критерії і повторювати розрахунок кілька разів. А в деяких ситуаціях, коли ресурси управління сильно обмежені і параметри сітки за шляхом та/або за швидкістю обрані недостатньо малими, досягти хоча б приблизно необхідного часу ходу взагалі не вдається. Це означає, що при вибраних параметрах рішення, значення часу ходу при невеликій зміні додаткового критерію дуже відрізняються один від одного. У таких випадках не залишається нічого іншого, як зменшувати крок сітки за шляхом та/або за швидкістю та повторювати всі розрахунки спочатку.

Якщо побудувати сітку в координатах Шлях – Час, то кінцева точка побудованої траєкторії руху буде відповідати переміщенню поїзда на задану відстань за заданий час. В результаті рішення задачі зводиться до пошуку безлічі допустимих управлінь, що переводять поїзд з даного вузла сітки в наступний за умови дотримання всіх обмежень.

Мета

Враховуючи вищезгадане, автори мають за мету створити методику побудови оптимальної траєкторії руху з використанням сітки в координатах Шлях – Час та довести адекватність отриманих результатів за допомогою чисельних експериментів з вантажними поїздами.

Методика

1. Побудова сітки Шлях – Час.

При побудові сітки в координатах Шлях – Час, при умові що кінцева точка побудованої траєкторії руху буде відповідати переміщенню поїзда на задану відстань за заданий час, буде виконано ізопериметричне обмеження:

$$T_{fin} = \int_0^{S_{fin}} \frac{dx}{v(x)} \quad (1)$$

В результаті рішення цієї задачі зводиться до пошуку безлічі допустимих управлінь, що переводять поїзд з вузла сітки $A(0,0)$ у вузол

$B(T_{fin}, S_{fin})$ за умови дотримання всіх обмежень (див. рис. 1). Вузлами сітки називатимемо точки перетину її горизонтальних та вертикальних ліній, а перерізами – горизонтальні або вертикальні лінії, що відповідають постійним значенням шляху або часу).

Для побудови сітки в координатах Шлях – Час необхідно вибрати крок між вузлами сітки за шляхом та часом. Для вибору кроку за часом можна встановити «мінімальний інтервал управління». Справді, будь-яке керування поїздом, будь то режим тяги, електричного чи пневматичного гальмування, вимагає виконання деяких маніпуляцій органами управління локомотива та складу. Будь-яка така маніпуляція може бути виконана за певний інтервал часу. Так, набір або скидання тяги (крім аварійного) для будь-якого локомотива може бути виконано за кінцевий і певний проміжок часу. Наприклад, для дуже поширеного в Україні вантажного локомотиву ВЛ-80 мінімальний час набору або скидання тягових позицій визначається швидкістю обертання головного контролера і становить 33 позиції за 25 с. Для не менш поширеного пасажирського локомотива ЧС-7 час набору або скидання визначається швидкістю обертання головного барабана проміжного контролера та становить приблизно 56 позицій за 18 с. Для локомотивів, що не мають проміжних елементів управління тягою та електричним гальмуванням, час управління може бути значно меншим, однак і в цьому випадку швидкість зміни тягового або гальмівного зусилля не може бути надто високою через можливе виникнення великих поздовжніх сил у поїзді. Для тепловозів швидкість набору тягових позицій обмежена швидкістю розгону дизель-генераторної установки. У загальному випадку ця величина може визначатися для конкретного типу локомотива окремо.

У режимі пневматичного гальмування поїзда «мінімальний інтервал управління» значно більший. Так, у режимі регульованого гальмування вантажного поїзда мінімальний час гальмування згідно з ПТР становить 0,2...0,4 хв (12...24 с) залежно від ступеня гальмування, час відпустки – 1,5...2 хв (90...120 с). Для пасажирського поїзда цей час становлять: 0,2...0,25 хв (12...15 с) і 0,5...1 хв (30...60 с) відповідно. Таким чином, видно, що величина "мінімального інтервалу управління" в режимі пневматичного гальмування може змінюватися від десятків секунд до 2-х хвилин і навіть більше. Для визначення будемо вважати, що для регулювання швидкості руху поїзда застосовується лише друга ступінь гальмування. У цьому випадку «мінімальний інтервал управління» складає 2,1 хв (126 с) для вантажного поїзда та 1 хв (60 с) для пасажирського. Отже, крок сітки за часом (ΔT_{min}) повинен бути не менше 126

с, щоб об'єкт управління (поїзд) встигав реалізувати всі можливі управління.

Що стосується кроку сітки за шляхом, то він повинен бути кратний 100м (пікету), для того, щоб машиністу було простіше орієнтуватися в дорозі

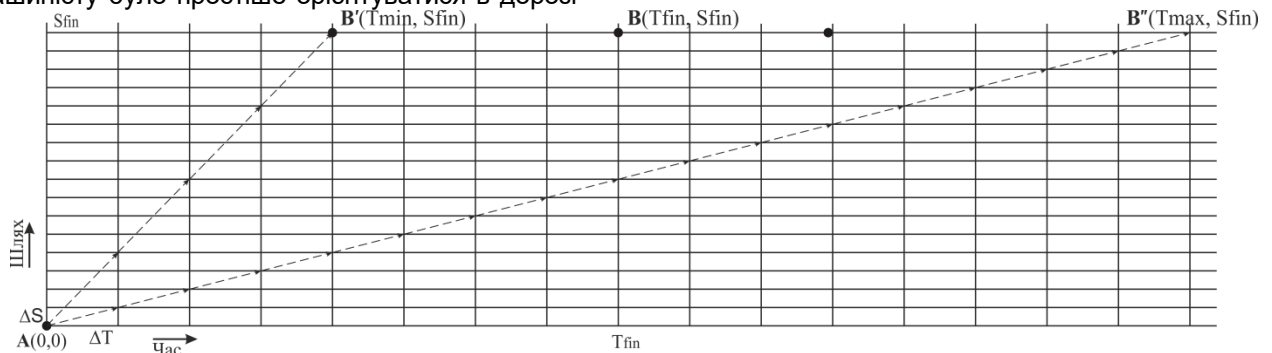


Рис. 1. Загальний вид сітки Шлях – Час

Так як на більшості локомотивів досі застосовуються механічні швидковимірювачі, доцільно задати крок зміни швидкості, що дорівнює $\Delta V=5$ км/год. Тоді крок сітки по шляху слід вибирати із співвідношення:

$$\Delta S / \Delta V \geq \Delta T_{\min} \quad (2)$$

Якщо прийняти $\Delta S=200$ м, то за $\Delta V=5$ км/год крок за часом становитиме $\Delta T=144$ с, що задовольняє умові (2). Таким чином, у першому наближенні можна прийняти крок сітки за шляхом $\Delta S=200$ м, а за часом $\Delta T=144$ с. Взагалі ж, може виникнути ситуація, при якій не знайдеться жодного управління, з-поміж можливих, що дозволяє перевести поїзд з поточного стану в стан, що відповідає наступному вузлу сітки. У цьому випадку пошук управління для такого переходу може бути виконаний з розбиттям кроку за шляхом та часу на частини (побудовою «підсітки»). Але при цьому слід мати на увазі, що при такому варіанті пошуку управління поїздом на режими управління повинні бути накладені обмеження. Наприклад, якщо на перших кроках пошуку по підсітці визначено, що повинен бути реалізований режим тяги, то на всіх інших кроках цей режим повинен бути збережений або змінений на режим вибігу, але ніяк не гальмування, оскільки послідовність режимів тяги та гальмування ніяк не можуть бути реалізовані у встановлений інтервал часу, обраний з умови реалізації якогось одного режиму управління.

2. Визначення швидкості у кінцевому вузлі переходу.

Слід врахувати, що побудова траєкторії руху поїзда в координатах Шлях – Час має ряд особливостей. Однією з них є неможливість використання всіх вузлів сітки під час пошуку переходів. Справді, однією з неявних умов вирішення цієї

при реалізації режимів управління поїздом. Величину кроку сітки за шляхом можна вибрати, задавши кроком зміни швидкості.

задачі є вимога безупинного руху поїзда. Це неможливість «горизонтальних» відрізків траєкторії, тобто максимально можливий час досягнення кінцевої точки шляху визначається вузлом $B'(T_{\max}, S_{fin})$ (див. рис.1). У той же час, через наявні завжди обмеження з управління поїздом, неможливі і «як завгодно круті» відрізки траєкторії, тобто мінімальний час руху по ділянці буде визначатися вузлом $B''(T_{\min}, S_{fin})$ (див. рис.1). На практиці з вузлом B'' більш-менш просто – його становище визначається реалізацією руху поїзда з мінімальною швидкістю. Розмір цієї швидкості можна вибрати з технічних міркувань. Наприклад, для тепловозів існує мінімальна швидкість, при якій дизель-генераторна установка зберігає керуваність. Складніше визначити траєкторію руху від вузла A до B' , а отже, і положення вузла B' . Тут справа в тому, що на величину максимальної швидкості руху поїзда істотно впливає поздовжній профіль колії (звичайно, він впливає і на величину мінімальної швидкості, але все ж таки поїзд повинен бути забезпечений гальмівними засобами настільки, щоб мати можливість знизити швидкість аж до зупинки).

Для побудови траєкторії $A-B'$ можна скористатися кривою обмеження швидкості руху поїзда для конкретної ділянки колії. В результаті ця траєкторія буде ламаною лінією, але її наявність дозволить виключити значну кількість вузлів з пошуку допустимих переходів від поточного вузла до наступного. Побудова цієї кривої може бути виконано згідно з наступним алгоритмом.

Припустимо, що обмеження швидкості змінюються у вузлових точках, зображених на рис. 2.

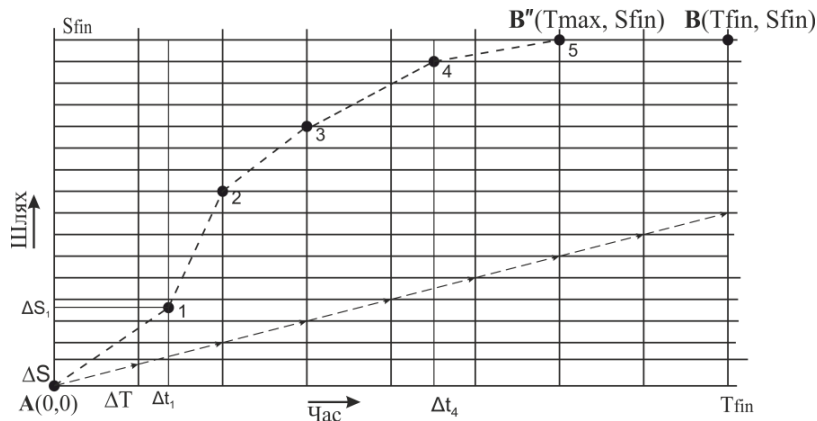


Рис. 2 Побудова кривих обмежень

Припустимо для вузла «1» координата за шляхом визначається довжиною обмеження швидкості $L_1 = 3\Delta S + \Delta s_1$, а координата за часом обчислюється виходячи з виразу:

$$T_1 = \Delta T + \Delta t_1 = \frac{L_1}{V_1^{lim}} \quad (3)$$

Інші вузлові точки обмежень отримують таким же чином. При цьому, як видно з рис. 2, на сітці можуть з'явитися нові перерізи за шляхом та/або за часом, якщо величини $\Delta s_1, \Delta t_1$ не достатньо малі та ними не можна знехтувати. З величинами Δs_i справа простіше - довжини практично всіх обмежень швидкості кратні 100 метрів, які будуть не кратні, завжди можна округлити у більшу сторону для кінців обмежень при переході від меншої швидкості до більшої і в меншу – для початку обмежень при переході від більшої швидкості до меншої, таким чином зони обмежень швидкості не будуть звужені. Для величин Δt_i – можна здійснити перенесення перетину за часом ліворуч, якщо величина Δt_i мала і праворуч, якщо $\Delta t_i \cong \Delta T$. Якщо ж величина Δt_i не близька ні до нуля, ні до ΔT , доведеться ввести додатковий переріз за часом і розглянути питання про побудову підсітки, як описано вище. Після побудови кривих **A-B'** і **A-B''** всі вузли, що лежать вище і нижче цих кривих, виключаються з пошуку переходів. Тим самим час вирішення задачі буде суттєво скорочено.

Іншою особливістю побудови кривої швидкості у координатах Шлях – Час, є невизначеність величини кінцевої швидкості, тобто швидкості у кінцевому вузлі переходу (у точці $[L_{i+1}, \Delta T_{i+1}]$). Справді, початкова швидкість (швидкість у початковій точці переходу $[L_i, \Delta T_i]$) завжди відома. На початку сітки (при зрушенні з місця) ця швидкість дорівнюватиме нулю, або якомусь заданому значенню. Для довільного вузла сітки ця швидкість

дорівнюватиме швидкості в кінцевому вузлі при попередньому переході по вузлах сітки. Визначити кінцеву швидкість можна з виразу:

$$\Delta T_{i+1} = \int_0^{\Delta L} \frac{ds}{v(s)}, \quad (4)$$

$$\Delta L = L_{i+1} - L_i. \quad (5)$$

Тут величини $\Delta T_{i+1}, L_i, L_{i+1}$ відомі і, для відомої функції $v(s)$, може бути визначена швидкість у кінцевій точці інтервалу шляху L_{i+1} . Проте, щоб визначити залежність швидкості від шляху, необхідно вирішити диференціальне рівняння руху поїзда при відомому управлінні. Але на цьому етапі управління тільки шукається, тобто у такій постановці задача визначення кінцевої швидкості руху на відрізку шляху не може бути вирішена.

Але якщо вибрати деяку функцію зміни швидкості поїзду від шляху, яка могла б досить точно описувати реальну зміну швидкості, то залишиться визначити тільки параметри такої функції. В якості такої функції можна обрати наступний вираз:

$$v(s) = V_b + \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{s}{s + b}. \quad (6)$$

Параметр ΔV у цьому виразі дозволить задати збільшення/зменшення швидкості, а параметр **b** – регулювати кривизну. Така функція дозволить побудувати монотонні криві швидкості з різною кривизною як для розгону, так і для уповільнення поїзда. Вираз (6) дозволяє побудувати криву швидкості, значення якої в кінцевій точці ($s = \Delta L$) відрізка шляху відповідатиме значенню кінцевої швидкості V_f ($V_f = V_b + \Delta V$), де V_b - значення швидкості на спочатку відрізка ΔL .

3. Реалізація управління поїзду та розрахунок параметрів переходу між вузлами сітки.

Отже, якщо зупинитися на припущенні, що крива швидкості поїзда при переході між вузлами перетину сітки Час – Шлях змінюється відповідно

до виразу (6), то зміну швидкості можна визначити

$$\frac{d(V_b + \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{s}{s+b})}{ds}$$

за формулою: , тобто

$$\frac{dv}{ds} = \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{b}{(s+b)^2} \quad (7)$$

Це в свою чергу дає можливість визначити прискорення поїзду:

$$a = V \cdot \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{b}{(s+b)^2} \quad (8)$$

та величину сили тяги або гальмування без урахування інших сил, які діють на поїзд:

$$F_a = m \cdot a = m \cdot V \cdot \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{b}{(s+b)^2} \quad (9)$$

де m - маса поїзду.

Якщо врахувати, що на поїзд діє не тільки сила інерції, але і сили від поздовжнього профілю колії W_i та сили основного опору руху поїзда W_o , то для реалізації кривої швидкості, яка задана виразом (6), сила тяги або гальмування локомотива повинна змінюватися відповідно до виразу:

$$F_{total} = W_i + W_o + m \cdot V \cdot \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{b}{(s+b)^2} \quad (10)$$

Оскільки зміну кривої швидкості від шляху можна визначити за формулою (6), то, якщо потрібно, можемо отримати залежність сил тяги або гальмування від швидкості руху $F(V)$.

Результати

Приклади графіків швидкості для випадку розгону та уповільнення поїзда, які отримані за формулою (6) наведено на рис. 3 та 4. Як приклад, на зазначених графіках величина ΔL приймалася рівною 500 метрів, а ΔV дорівнювала 20 км/год під час прискорення (рис. 3) та 30 км/год під час уповільнення (рис. 4) поїзду. Значення параметру b змінювалось у діапазоні -1000 ...+100000. Тут при прискоренні руху додатним значенням параметра b відповідають опуклі криві, а від'ємним – увігнуті, а при уповільненні - навпаки. При великих величинах цього параметра (додатних чи від'ємних) крива швидкості стає близькою до лінійної. Слід зазначити, що параметр b не повинен набувати значення з інтервалу $[-L_i, 0]$, щоб крива швидкості не мала розривів.

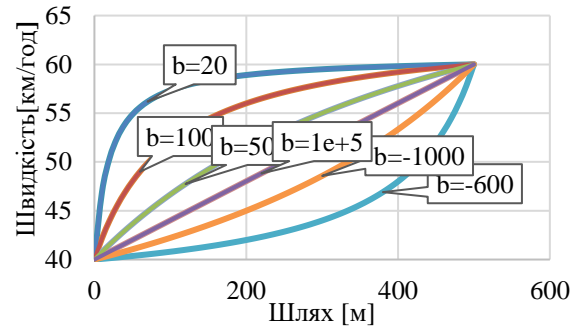


Рис. 3 Можливі криві швидкості під час прискорення поїзда

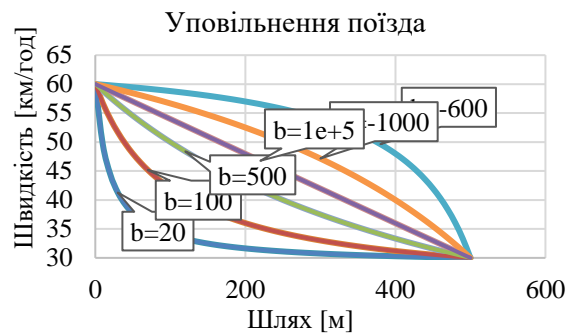


Рис. 4. Можливі криві швидкості під час уповільнення поїзда

Як видно з цих рисунків варіації параметра b у виразі (6) дає можливість отримати різні опуклі та увігнуті криві швидкості руху.

Звичайно, реальна крива швидкості може відрізнятися від наведеної залежності, більш того, вона може бути не монотонною. Але:

варіюючи величину кроку сітки за шляхом, завжди можна розділити не монотонну криву швидкості на ділянки з монотонними кривими;

велика інерційність поїзда дозволяє припускати, що його швидкість не може змінюватися швидко;

у разі отримання незадовільних результатів (наприклад, через суттєве розбіжність реальної кривої швидкості з кривою, отриманою за формулою (6), можливі відхилення від заданого часу ходу ΔT_i на відрізьку шляху $[0, \Delta L]$) завжди є можливість замінити вираз (6) більш відповідним.

Але в даний момент метою є все ж таки не побудова бажаної кривої швидкості руху поїзда, а визначення кінцевої швидкості на ділянці руху довжиною ΔL .

Для цього подивимося, як точно за допомогою виразу (6) можна апроксимувати реальні криві зміни швидкості. Для цього проведено кілька чисельних експериментів з розгону вантажного поїзда вагою 3500 т та довжиною 50 піввагонів (700 м) на прямій горизонтальній ділянці колії довжиною 700 метрів при різних початкових швидкостях та різних управліннях. В якості локомотиву

обрано досить поширений локомотив змінного струму ВЛ-80т. Розрахунки виконувались для початкових швидкостей 10, 30 та 40 км/год. Тягові позиції вибиралися так, щоб при всіх початкових швидкостях величина сили тяги була б в одному випадку невеликою (близько 250кН, що відповідає режиму підтримки швидкості на підйомі), а в іншому великою (порядку 450кН, що відповідає розгону поїзда). При оцінці ступеня збігу розрахункової кривої швидкості та кривої, отриманої за формулою (6), порівнювалися величини середньої швидкості руху на заданому відрізку шляху, кінцевої швидкості та часу ходу. Останній критерій особливо важливий, так як час ходу повинен максимально відповідати значенню в кінцевому вузлі сітки, оскільки відхилення можуть накопичуватися і призвести до істотних розбіжностей у кінцевій точці. Параметр ΔV у формулі (6) задавався як різниця початкової швидкості та швидкості в кінці відрізка шляху, отриманої в ході чисельного експерименту. Величина параметра **b** підбиралася так, щоб забезпечити прийнятну точність насамперед у кінцевому вузлі.

Результати розрахунків наведено на рис. 5 та у таблиці 1. Суцільні лінії – результати чисельних експериментів, точки – розрахунки за формулою (6) з додатними значеннями параметру **b**, числами вказані номери тягових позицій. Як видно з рисунку і таблиці криві швидкості, розраховані за формулою (6) досить близькі до результатів чисельних експериментів, а значення показників, наведені в табл.1, дають достатньо підстав для того, щоб використовувати формулу (6) для отримання наближеної кривої швидкості при переході між вузлами сітки. Невеликі відхилення кінцевих швидкостей пояснюються тим, що закінчення чисельних експериментів відбувалося за пройденим шляхом, а інтегрування виконувалося за часом, таким чином, кінцева точка за шляхом була близька, але не дорівнювала заданому значенню.

Аналогічні розрахунки виконані для режиму гальмування поїзда. При цьому застосовувалася 2-а ступінь регульовального гальмування для різних початкових швидкостях і швидкостях відпустки. Результати наведено на рис. 6 і в таблиці 2. Тут завжди величини параметра **b** були від’ємні.

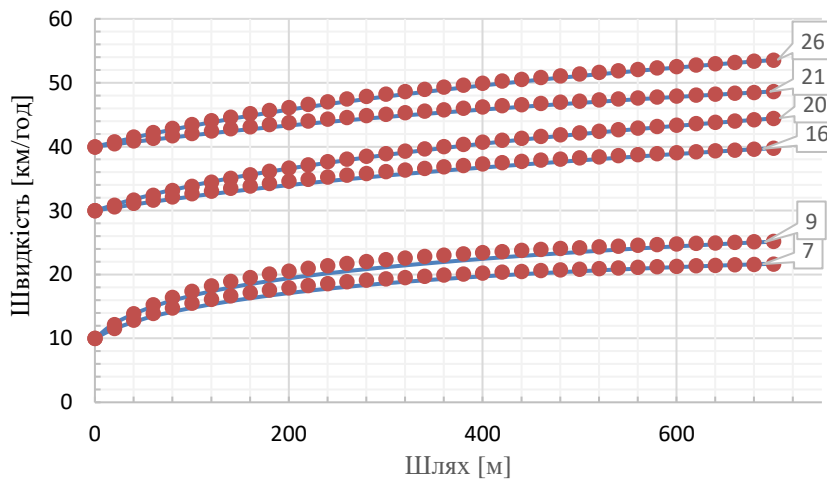


Рис. 5. Криві швидкості під час прискорення поїзду

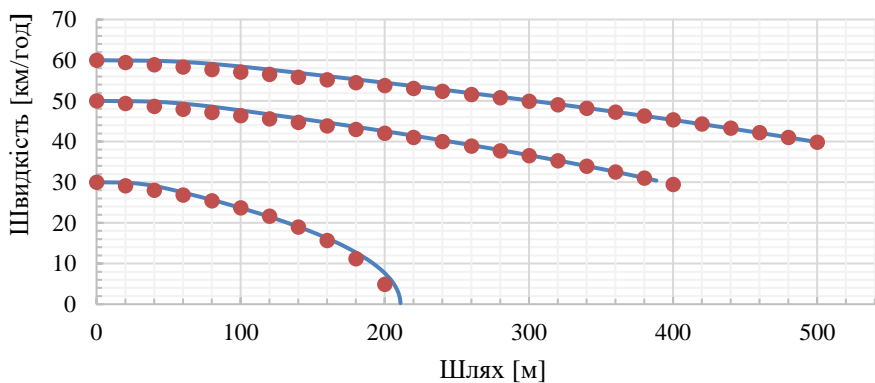


Рис. 6. Криві швидкості при гальмуванні з різних початкових швидкостей

Таблиця 1
Значення швидкостей та часу ходу під час прискорення поїзду

Номер тягової позиції	7		9		16		20		21		26	
	Моделювання	формула (6)	Моделювання	формула (6)	Моделювання	формула (6)	Моделювання	формула (6)	Моделювання	формула (6)	Моделювання	формула (6)
Середня швидкість, км/год	18,35	19,27	20,92	22,11	35,80	37,15	39,06	40,09	45,00	46,52	48,28	49,74
Кінцева швидкість, км/год	21,65	21,66	25,13	25,22	39,76	39,76	44,48	44,42	48,61	48,63	53,61	53,57
Час ходу, с	142,0	143,17	125,00	126,38	71,00	72,22	66,00	67,31	57,00	57,50	53,00	53,97

Таблиця 2
Значення швидкостей та часу ходу при гальмуванні поїзду

Діапазон швидкостей [км/год]	60 - 40		50 - 30		30 - 0	
	Моделювання	Вираз (.6)	Моделювання	Вираз (.6)	Моделювання	Вираз (.6)
Середня швидкість [км/год]	51,57	53,76	41,90	44,54	21,26	21,90
Кінцева швидкість [км/год]	40,12	39,85	30,39	29,48	0,26	4,87
Час ходу, с	36,00	37,08	35,00	37,60	46,00	33,13

Наведені результати підтверджують висновки, зроблені вище, про задовільний збіг кривої швидкості, отриманої в результаті числових експериментів і за формулою (6). Значні відхилення кінцевої швидкості і часу в останньому стовпці таблиці 2 немає істотного значення, так як це зупинкове гальмування (тобто. перехід в останній вузол), і воно практично ніяк не впливає на результати розрахунків оптимальної траєкторії руху поїзда.

Але в даний момент метою є все ж таки не побудова кривої швидкості руху поїзда без інтегрування рівняння руху поїзда, а визначення кінцевої швидкості при переході між вузлами сітки. Вираз (6), який використовувався для отримання кривої

швидкості, має два невідомі параметри: ΔV і \mathbf{b} . При отриманні вищенаведених результатів ми спростили собі завдання тим, що задавали величину ΔV як різницю кінцевої і початкової швидкості з чисельного експерименту. Насправді, при розрахунку значення швидкості в кінцевому вузлу переходу величина ΔV буде не відома. Будуть відомі лише час переходу ΔT між вузлами сітки та відстань між вузлами ΔL .

Рівняння, що пов'язує невідомі параметри виразу (6) з часом ходу виглядатиме так:

$$\Delta T = \int_0^{\Delta L} \frac{ds}{(V_b + \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{s}{s+b})} \quad (11)$$

Проте, для однозначного визначення кривої швидкості потрібно знати два параметри ΔV і \mathbf{b} , тобто потрібно ще одне рівняння, що пов'яже ці параметри з певним відомим значенням. Таким відомим значенням є параметр ΔL . Для того, щоб використовувати його, виразимо пройдений шлях через середню швидкість V_a та час ходу ΔT :

$$V_a = \frac{1}{\Delta L} \int_0^{\Delta L} (V_b + \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{s}{s+b}) ds \quad (12)$$

де $\Delta L = V_a \cdot \Delta T$.

Таким чином:

$$\Delta L = \frac{\Delta T}{\Delta L} \int_0^{\Delta L} (V_b + \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{s}{s+b}) ds \quad (13)$$

Остаточно для визначення кінцевої швидкості маємо систему нелінійних рівнянь:

$$\begin{cases} \Delta T = \int_0^{\Delta L} \frac{ds}{(V_b + \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{s}{s+b})} \\ \Delta L = \frac{\Delta T}{\Delta L} \int_0^{\Delta L} (V_b + \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L} \cdot \frac{s}{s+b}) ds \end{cases} \quad (14)$$

Для перетворення її на більш прийнятний вигляд введемо позначення:

$$C = \Delta V \frac{\Delta L + b}{\Delta L}, \quad D = 1 + \frac{C}{V_b} \quad (15)$$

Тоді вираз (6) можна представити у вигляді:

$$v(s) = V_b \frac{D \cdot s + b}{s + b} \quad (16)$$

Після інтегрування отримаємо систему рівнянь (17) з двома невідомими вихідними параметрами D (або ΔV) та \mathbf{b} , з рішення якої можна отримати величину швидкості в кінцевому вузлу переходу:

$$\begin{cases} \Delta T = \frac{1}{V_b \cdot D^2} \left[b \cdot (D-1) \ln \left(\frac{D \cdot \Delta L + b}{b} \right) + D \cdot \Delta L \right] \\ \Delta L = \frac{\Delta T}{\Delta L} V_b \left[b \cdot (D-1) \ln \left(\frac{\Delta L + b}{b} \right) + D \cdot \Delta L \right] \end{cases} \quad (17)$$

Рішення цієї системи – задача не тривіальна, можливо існує спосіб точного рішення такої системи рівнянь. Але навіть якщо такого способу не існує завжди можна скористатися чисельними методами. Поки що покажемо, які результати можуть бути отримані в ході розв'язання такої системи рівнянь, не заглиблюючись у теорію

розв'язання таких систем рівнянь. Для цього просто будуватимемо криві, що відповідають кожному, трохи зміненому рівнянню:

$$\begin{cases} \Delta T - \Delta T^* = 0, \Delta T^* = \frac{1}{V_b \cdot D^2} \left[b \cdot (D-1) \ln \left(\frac{D \cdot \Delta L + b}{b} \right) + D \cdot \Delta L \right] \\ \Delta L - \Delta L^* = 0, \Delta L^* = \frac{\Delta T}{\Delta L} V_b \left[b \cdot (D-1) \ln \left(\frac{\Delta L + b}{b} \right) + D \cdot \Delta L \right] \end{cases} \quad (18)$$

Перетин кривих, що відповідають рівнянням цієї системи, не обов'язково відбудеться в точці $\Delta T - \Delta T^* = 0$ та $\Delta L - \Delta L^* = 0$. Цілком можливо це

станеться в якійсь точці $\Delta T - \Delta T^* = \delta T$,

$\Delta L - \Delta L^* = \delta L$. У цьому випадку необхідно буде оцінювати допустимість відхилення величин δT та δL від нуля. Щоб це було зручно робити, введемо узагальнений безрозмірний критерій:

$$Q = 100 \sqrt{\frac{(\Delta T - T^*)^2}{\Delta T^2} + \frac{(\Delta L - L^*)^2}{\Delta L^2}} \quad (19)$$

Коефіцієнт перед коренем обраний довільно для того, щоб результати були більшими за нульові.

Результати наведено в таблиці 3. Параметри $\Delta L, V_b, \Delta T$ прийняті за вихідні дані, V_a - середня швидкість, (її необхідність буде пояснена пізніше), $\Delta V, \mathbf{b}$ - параметри кривої швидкості, що шукаються. Тут V_b значення швидкості у попередньому вузлу сітки, $\Delta L, \Delta T$ - відомі інтервали сітки. Значення з найкращими, для заданих вихідних величин, результатами виділені в таблиці 3 жирним шрифтом. На рис.7 наведено графіки рівнянь системи (18).

З наведених результатів видно, що при вибраному значенні ΔV значення параметру \mathbf{b} , для якого отримані результати з мінімальними відхиленнями від заданих параметрів $\Delta L, \Delta T$ знаходиться в діапазоні 800. Крім того, криві на рис. 7 перетинаються близько до нуля. Це означає, що з заданих вихідних даних система рівнянь (18) має розв'язання.

Якщо розглянути діапазон значень параметра \mathbf{b} у цьому районі докладніше, можна визначити більш точно його значення, а змінюючи величину ΔV – ще наблизити точку перетину кривих до нуля, тобто. отримати ще точніше значення рішення системи (18). Але і при таких значеннях параметрів ΔV і \mathbf{b} відхилення від точного рішення $[\delta L = -1\text{м}; \delta T = -1,1\text{с}]$ від нуля при заданих вихідних даних [700 м, 60 с] цілком прийнятні.

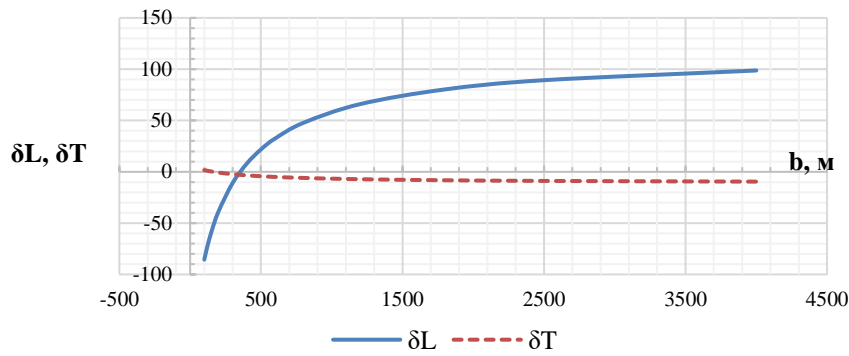


Рис.7. Графічне рішення системи рівнянь (18) при $\Delta T = 60$ с та $\Delta V = 20$ км/год

Таблиця 3

Результати рішення системи рівнянь (18) при $\Delta T = 60$ с та $\Delta V = 20$ км/год

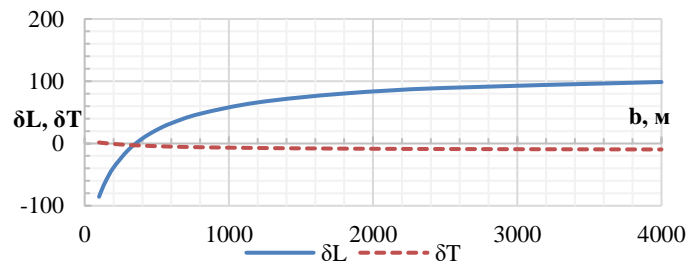
ΔL , м	700	Вихідні данні											
V_b , км/год	30												
ΔT , с	60												
ΔV , км/год	20	$V_b = \frac{\Delta L}{\Delta T}$, км/год		42									
b	100	120	150	200	300	400	500	600	800	1200	1800	2500	4000
C	22,9	23,4	24,3	25,7	28,6	31,4	34,3	37,1	42,9	54,3	71,4	91,4	134,3
L^*	768	762	754	744	730	721	714	709	701	692	685	680	676
T^*	55	56	56	57	58	59	60	60	61	62	63	63	63
$\delta L = L - L^*$	-68	-62	-54	-44	-30	-21	-14	-9	-1	8	15	20	24
$\delta T = T - T^*$	4,7	4,2	3,6	2,8	1,6	0,7	0,1	-0,4	-1,1	-1,9	-2,6	-3,0	-3,5
Q	124,5	112,8	97,9	78,3	50,6	32,3	20,2	14,1	18,1	34,1	48,5	57,9	67,8

Розглянемо інші вихідні дані, прийнявши $\Delta T = 30$ с та $\Delta V = 80$ км/год. Поки не аналізуватимемо

можливість переміщення поїзда за такий час на таку відстань, а просто подивимося на результати рішення системи (18).

Таблиця 4

ΔL , м	700	Вихідні данні											
V_b , км/год	30												
ΔT , с	30												
ΔV , км/год	80	$V_b = \frac{\Delta L}{\Delta T}$, км/год		84									
b, м	100	120	150	200	300	400	500	600	800	1200	1800	2500	4000
C	91,4	93,7	97,1	102,9	114,3	125,7	137,1	148,6	171,4	217,1	285,7	365,7	537,1
L^*	786	774	759	739	711	692	678	668	652	634	620	611	601
T^*	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40
$\delta L = L - L^*$	-86	-74	-59	-39	-11	8	22	32	48	66	80	89	99
$\delta T = T - T^*$	1,7	1,1	0,3	-0,7	-2,3	-3,4	-4,3	-5,0	-6,0	-7,2	-8,2	-8,9	-9,6
Q	134,8	111,6	84,5	60,5	78,5	115,1	146,5	172,0	210,4	258,1	297,0	321,9	348,7

Результати рішення системи рівнянь (18) при $\Delta T = 30$ с та $\Delta V = 80$ км/годРис.8. Графічне рішення системи рівнянь (18) при $\Delta T = 30$ с та $\Delta V = 80$ км/год

Для таких вихідних даних узагальнений критерій показує, що найбільш прийнятне значення параметра \mathbf{b} при вибраному значенні ΔV буде лежати в діапазоні 200 - 300. Але найменші відхилення за шляхом і за часом лежать в іншому діапазоні значень параметра \mathbf{b} . Для відхилення за шляхом це буде 300 - 400, а для відхилення за часом - 150 - 200. При цьому відхилення за часом невелике (від 0,3 до -0,7 с), а відхилення за шляхом значно більше (від -11 м до 8 м). Розглянувши докладніше діапазони найбільш прийнятних значень відхилень за часом та шляхом, можна знайти найменші їх відхилення, але у будь-якому випадку ці значення лежатимуть у різних діапазонах значень параметра \mathbf{b} . Тобто, для таких вихідних даних система рівнянь (18) немає рішення з прийнятною похибкою. У таких випадках слід знайти значення параметра \mathbf{b} , для якого відхилення за шляхом буде найменшим (у наведеному випадку цей діапазон буде 300 - 400), а значення параметра ΔT^* (знову ж таки, для наведеного випадку відхилення від вихідного значення $\Delta T = 30$ с буде від -2,3 с до -3,4 с) використовувати як ще одну вузлову точку [700 м, 30 с -2,3 с ... -3,4 с] і при переході в наступний вузол розглянути її, як початкову вузлову точку. Інакше, якщо знехтувати цим відхиленням з часом, воно може накопичуватися і призвести до значних відхилень за часом у кінцевій точці. Необхідно зауважити, що обидві криві систем рівнянь (17 або 18) є монотонними, а це значить що рішення системи (18) буде одне або жодного.

Тепер розглянемо складніший випадок руху поїзда зі зміною режимів управління: зрушення – розгін – вибіг – гальмування. Для цього виконано моделювання руху вантажного поїзда вагою 3500т з локомотивом ВЛ-80т. Управління поїздом здійснювалося зміною тягових позицій, потім рухом на вибігу та зупинка поїзду другим ступенем гальмування. Графік кривої швидкості наведено на рис 9, суцільна лінія - результат моделювання, точки - значення швидкості, отримані за виразом (17), при цьому значення ΔV , як і в попередніх

випадках, визначалось з результатів моделювання, а параметру \mathbf{b} - підбиралися для більш точної відповідності часу ходу за відрізками шляху та довжинами цих відрізків.

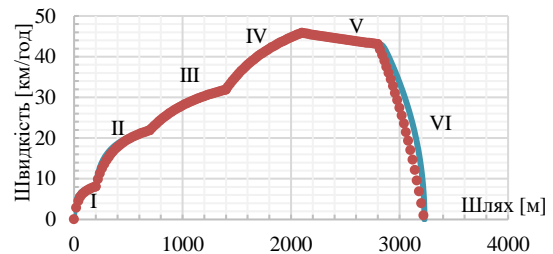


Рис. 9. Крива швидкості поїзду для розглянутих режимів управління (зрушення – розгін – вибіг – гальмування)

У таблиці 5 наведено порівняння результатів моделювання та розрахунків за формулою (17).

Як видно з результатів на всіх ділянках руху, крім першого та останнього, отримано хорошу відповідність результатів розрахунку за формулою (17) з результатами моделювання. У другому та останньому стовбцях - у знаменнику наведені результати добору параметра \mathbf{b} для найкращої відповідності за довжиною ділянки, у чисельнику – за часом ходу. Для цих двох режимів результати дуже відрізняються, але якщо врахувати, що:

при зрушенні поїзду розрахунок кривої швидкості набагато більш наближений, ніж для будь-якої іншої ділянки, хоча б через більшу наближеність розрахунку основного опору руху в діапазоні швидкостей 0 – 10 км/год, ніж для швидкостей більших 10 км/год;

при зупинному гальмуванні відхилення за часом ходу вже не може суттєво вплинути на загальний час ходу, тому стає зрозумілим, що ці ділянки можна виключити з процесу пошуку оптимальної траєкторії руху поїзда, і починати розрахунок, скажімо, при початковій швидкості 10 км/год і деякому зміщенні на шляху від початкової точки, а закінчувати в точці, де має бути застосоване зупинкове гальмування. А процес зрушення та зупинного гальмування слід розглянути окремо.

Таблиця 5
Значення довжини ділянки, часу руху та параметру **b**

Номер ділянки	I		II		III		IV		V		VI	
Керування тягова позиція /гальмування	3		9		17		21		вибіг		СТ-II	
	Моделювання	Формула (17)	Моделювання	Формула (17)	Моделювання	Формула (17)	Моделювання	Формула (17)	Моделювання	Формула (17)	Моделювання	Формула (17)
Довжина ділянки, м	200	242/200	500	503	700	710	700	706	700	703	424	457/425
Час руху, с	119	120/219	102	102	91	91	63	63	57	57	66	66/110
b , м	-	8/50	-	120	-	650	-	750	-	5000	-	-530/-1200

Як було зазначено раніше, при визначенні кінцевої швидкості під час переходу між вузлами сітки доведеться вирішувати систему рівнянь (17), при цьому не завжди вдасться знайти точне рішення чи рішення з прийнятною похибкою. У останньому випадку можливо буде отримано цілу низку рішень, не точних, але задовільних з погляду відхилень за часом та шляхом. Кількість таких рішень може бути досить великою. Деякі з них можуть бути розглянуті як нові вузлові точки, але необхідно знайти спосіб відразу відсіювати ті рішення, які свідомо не можуть бути реалізовані з позиції управління поїздом.

Використання формул (9) і (10) дозволить відсіяти управління, що не реалізуються, якщо розрахована за цими формулами величина сили тяги або гальмування виявиться поза діапазоном допустимих значень.

Таблиця 6

Значення сили тяги F_a при початковій швидкості руху 30 км/год

	s, м	0	100	200	300	400	500	600	700
Формула (6)	V(s), км/год	30	55	72	84	93	100	105	110
Формула (9)	F_a (s), кН	2910	3423	3100	2657	2252	1913	1636	1411

З цих результатів видно, що реалізація таких величин сили тяги неможлива. А це означає, що навіть наближена оцінка необхідної сили тяги згідно з виразом (9) дозволить відкинути варіанти рішень системи (17), які не можуть бути реалізовані.

Проілюструємо процес пошуку переходів між вузлами сітки з прикладу, розглянутому раніше

Повернемося до випадку, розглянутого раніше (табл. 4, рис.8) - з вихідними параметрами: $\Delta L = 700\text{м}$, $V_b = 30\text{км/год}$, $\Delta T = 80\text{с}$,

$V_a = 84\text{км/год}$ - середня швидкість та визначимо значення сили тяги за методикою, яка наведена вище. Інтуїтивно зрозуміло, що розігнати поїзд за 700 м та 30 сек до 80 км/год неможливо. Але іноді виникають ситуації, у яких покладатися на інтуїцію не можна. Визначимо для розглянутого випадку величину сили тяги згідно виразу (9) (силою опору руху від профілю шляху і основним опором руху в даному випадку можна знехтувати).

Згідно з вихідними даними, якщо величина **b** = 350 (це середнє значення діапазону більш придатних розв'язків системи рівнянь - див. рис. 8 - графік δL) з формули (9) отримуємо значення сили тяги, якщо прийняти вага поїзду 4000 тон:

(див. рис. 9). За описаними раніше причинами, пропустимо першу та останню ділянки (зрушення з місця та зупинкове гальмування) та розглянемо другу ділянку. Вихідні дані цієї ділянки наведено у табл. 5 у колонках «розрахунок». Початкова швидкість для другої ділянки обрана з припущення, що процес зрушення з місця вже завершений і

поїзд досяг швидкості $V_b = 8,09$ км/год (див. рис.9). Система рівнянь (17) вирішувалася підбором невідомих величин ΔV та \mathbf{b} . Звернемо увагу, що у цих розрахунках величина ΔV також вважається

невідомою, на відміну вже розглянутого випадку (див. рис. 9).

Внаслідок підбору значень означених вище величин для розглянутої ділянки, довжиною $L = 500$ м та часу руху $T = 102$ с, отримано 4 наближених рішення, які наведені в таблиці 7.

Таблиця 7

Значення сили тяги F_a та відхилення за відстанню ΔL та часом руху ΔT .

Номер рішення	Початкова швидкість V_b , км/год	ΔV , км/год	Кінцева швидкість V_f , км/год	\mathbf{b} , м	ΔL , м	ΔT , с	F_a , кН
1	8,09	10	18,09	3	-5	0,9	7326
				5	-2	0,1	4413
				6,5	0	-0,5	3405
				8	2	-1,0	2775
2	8,09	12	20,09	70	-3	-2,6	427
				77	0	-3,4	393
				80	1	-3,7	380
				90	5	-4,8	344
3	8,09	14	22,09	205	-5	-4,8	210
				220	-2	-5,5	200
				235	0	-6,2	191
				260	4	-7,2	179
4	8,09	16	24,09	550	-4	-7,7	133
				600	-1	-8,4	128
				630	0	-8,9	125
				700	4	-9,7	120

У крайньому правому стовпці наведено значення сили тяги, яке розраховано за формулою (9), яку необхідно реалізувати у початковій точці ділянки. Тут одночасно видно, що реалізувати управління, отримані у разі рішення 1, неможливо через занадто велике значення сили тяги. Інші варіанти за цим критерієм відбору проходять, отже, необхідні додаткові критерії, за якими буде остаточно обрано рішення. Наприклад, можна вибрати єдиним варіантом для кожного рішення варіант найбільш прийнятний для відхилення пройденого шляху (виділені жирним шрифтом). При цьому відхилення за часом, якщо вони суттєві або ці відхилення отримані на початку побудови траєкторії можуть бути враховані як зміни часів ходу на наступних ділянках. Питання остаточного вибору критерію чи критеріїв слід розглядати у кожній ситуації окремо.

Нічого немає дивного в тому, що для досягнення більшої кінцевої швидкості необхідно менше значення сили тяги (див. рис.10). Як видно з цього малюнка більшій початковій величині сили тяги відповідає менша кінцева, а середнє значення сили тяги тим більше, чим менше початкове значення.

Наукова новизна та практична значимість

Авторами вперше запропонована методика побудови оптимальної траєкторії руху поїзду в

координатах Шлях - Час. На основі отриманих результатів доведено, що запропонована методика дозволяє отримати криві швидкості при будь-яких режимах управління поїздом, а також реалізувати отримане управління поїздом. Запропоновані критерії дозволяють обмежити кількість варіантів рішень (режимів управління), що розглядаються на подальших етапах.

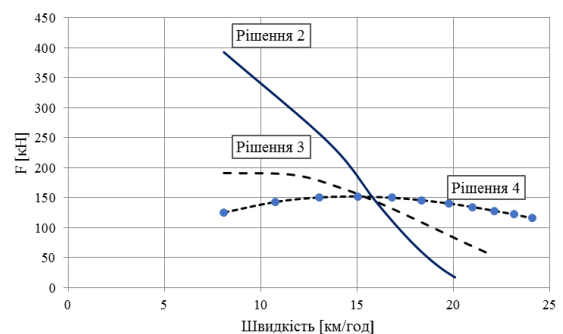


Рис. 10. Залежність сили тяги від швидкості руху для різних значень параметрів ΔV та \mathbf{b} .

Висновки

1. Запропонована методика дозволяє побудувати криву руху поїзда під час переходу між вузлами сітки Шлях - Час.
2. Побудована крива швидкості за допомогою запропонованою функції добре узгоджується з

результатами числових експериментів при належному виборі величин \mathbf{b} і ΔV . Винятки становлять режими зрушення з місця та зупинного гальмування, де зміни швидкості проходять швидше.

4. Кінцеву швидкість руху при кожному переході з вузла у вузол визначати із рішення системи рівнянь (18).

5. Можливі відхилення від заданих у вузлах сітки величин відстані та часу можна врахувати у початкових умовах наступного переходу.

6. Запропонована методика дозволяє оцінити реалізованість отриманого управління.

7. Отримані результати теоретичних досліджень дозволяють збільшити швидкість виконання обчислювань за рахунок застосування спрощених способів розрахунків стану поїзда, як керованої системи, та без використання диференціальних рівнянь руху. Це, у свою чергу, дозволить вирішувати завдання пошуку оптимального управління практично в режимі реального часу з урахуванням мінливих мов під час руху поїзда.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. D. Verscheure et al. "Time-Optimal Path Tracking for Robots: a Convex Optimization Approach". In: IEEE Transactions on Automatic Control (2008).
2. H. Liu, X. Lai, and W. Wu, "Time-optimal and jerk-continuous trajectory planning for robot manipulators with kinematic constraints," Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 29, no. 2, pp.309–317, 2013
3. J. Lin, N. Somani, B. Hu, M. Rickert and A. Knoll, "An Efficient and Time-Optimal Trajectory Generation Approach for Waypoints Under Kinematic Constraints and Error Bounds," 2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 2018, pp. 5869-5876, doi: 10.1109/IROS.2018.8593577.
4. K. Zheliezov, A. Akulov, O. Zabolotniy, L. Ursulyak, Y. Chabanuk, A. Shvets, V. Kuznetsov, A. Radkevych The Revised Method For Calculating Of The Optimal Train Control Mode. Archives of Transport Volume 51, Issue 3, 2019/ DOI: 10.5604/01.3001.0013.6160, P.21-34
5. M. Werling, J. Ziegler, S. Kammel, S. Thrun. Optimal Trajectory Generation for Dynamic Street Scenarios in a Frenet Frame. 2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation Anchorage Convention District May 3-8, 2010, Anchorage, Alaska, USA.
6. Pedro Reynoso-Mora, Wenjie Chen, and Masayoshi Tomizuka. "On the Time-optimal Trajectory Planning and Control of Robotic Manipulators Along Predefined Paths". In: American Control Conference. 2013
7. T. Kunz, M. Stilman Time-Optimal Trajectory Generation for Path Following with Bounded Acceleration and Velocity Presented at the 2012 Robotics: Science and Systems Conference VIII (RSS), 09-13 July 2012, Sydney, Australia. DOI:10.15607/RSS.2012.VIII.027.Corporus ID: 15630193
8. Z. Ugray, L. Lasdon, J. Plummer, F. Glover, J. Kelly, and R. Mart' i, "Scatter search and local NLP solvers: A multistart framework for global optimization," INFORMS Journal on Computing, vol. 19, no. 3, pp. 328–340, 2007.
9. Zhang, X.; Huang, Y.; Rong, Y.; Li, G.; Wang, H.; Liu, C. Optimal Trajectory Planning for Wheeled Mobile Robots under Localization Uncertainty and Energy Efficiency Constraints. Sensors 2021, 21, 335. <https://doi.org/10.3390/s21020335>

REFERENCES

1. D. Verscheure et al. "Time-Optimal Path Tracking for Robots: a Convex Optimization Approach". In: IEEE Transactions on Automatic Control (2008).
2. H. Liu, X. Lai, and W. Wu, "Time-optimal and jerk-continuous trajectory planning for robot manipulators with kinematic constraints," Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 29, no. 2, pp.309–317, 2013
3. J. Lin, N. Somani, B. Hu, M. Rickert and A. Knoll, "An Efficient and Time-Optimal Trajectory Generation Approach for Waypoints Under Kinematic Constraints and Error Bounds," 2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 2018, pp. 5869-5876, doi: 10.1109/IROS.2018.8593577.
4. K. Zheliezov, A. Akulov, O. Zabolotniy, L. Ursulyak, Y. Chabanuk, A. Shvets, V. Kuznetsov, A. Radkevych The Revised Method For Calculating Of The Optimal Train Control Mode. Archives of Transport Volume 51, Issue 3, 2019/ DOI: 10.5604/01.3001.0013.6160, P.21-34
5. M. Werling, J. Ziegler, S. Kammel, S. Thrun. Optimal Trajectory Generation for Dynamic Street Scenarios in a Frenet Frame. 2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation Anchorage Convention District May 3-8, 2010, Anchorage, Alaska, USA.
6. Pedro Reynoso-Mora, Wenjie Chen, and Masayoshi Tomizuka. "On the Time-optimal Trajectory Planning and Control of Robotic Manipulators Along Predefined Paths". In: American Control Conference. 2013
7. T. Kunz, M. Stilman Time-Optimal Trajectory Generation for Path Following with Bounded Acceleration and Velocity Presented at the 2012 Robotics: Science and Systems Conference VIII (RSS), 09-13 July 2012, Sydney, Australia. DOI:10.15607/RSS.2012.VIII.027.Corporus ID: 15630193
8. Z. Ugray, L. Lasdon, J. Plummer, F. Glover, J. Kelly, and R. Mart' i, "Scatter search and local NLP solvers: A multistart framework for global optimization," INFORMS Journal on Computing, vol. 19, no. 3, pp. 328–340, 2007.
9. Zhang, X.; Huang, Y.; Rong, Y.; Li, G.; Wang, H.; Liu, C. Optimal Trajectory Planning for Wheeled Mobile Robots under Localization Uncertainty and Energy Efficiency Constraints. Sensors 2021, 21, 335. <https://doi.org/10.3390/s21020335>

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 01.09.2023
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.09.2023

Петрик О.А., Назаренко І.А., Кузьменко А.А.

Підвищення ефективності роботи високотемпературних технологічних агрегатів

Petryk O.A., Nazarenko I.A., Kuzmenko A.A.

Increasing the efficiency of high-temperature technological units

Створено і досліджено раціональні та перспективні режими нагріву у нагрівальному колодязі з удосконаленням технологічного процесу на основі розрахунків для різних видів посаду металу. Новий режим нагрівання металу призведе до зниження втрат теплоти під час знаходження у нагрівальних колодязях, що у свою чергу дозволить знизити витрати палива та отримати економічний ефект на виробництві.

Метою роботи є підвищення ефективності нагрівання металу у нагрівальному колодязі при різних режимах роботи системи шиберів, що відводять продукти згоряння.

Методика роботи ґрунтується на складанні теплових балансів та визначенні найбільш раціонального варіанту ведення процесу нагрівання при мінімальній витраті палива.

Результати: збільшення коефіцієнту використання палива та зниження витрати палива для злитків що посажені за технологіями:

холодного посаду: КВП + 5,9 %; витрати палива - 4,87 кг.ум.п/т;

гарячого посаду: КВП + 11,8 %; витрати палива - 2,13 кг.ум.п/т;

«рідкої серцевини»: КВП + 5,7 %; витрати палива - 0,59 кг.ум.п/т.

Наукова новизна: визначено раціональні режими нагрівання металу у нагрівальних колодязях на основі складання теплових балансів високотемпературних технологічних агрегатів, які дозволять скоротити витрату палива коефіцієнту використання палива.

Практична цінність результатів роботи полягає в тому, що при економії умовного палива в 6,4-7,3 % підвищується коефіцієнт використання палива нагрівання металу у колодязі на 5,7-11,8% та якість продукції.

КЛЮЧОВІ СЛОВА: ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНИЙ АГРЕГАТ, ТЕПЛОВИЙ РЕЖИМ, НАГРІВАННЯ, ЕНЕРГІЯ, ГОРІННЯ ПАЛИВА, ЕКОНОМІЯ, ТЕМПЕРАТУРНІ РЕЖИМИ, ТЕХНІКО-ЕКОНОМІЧНІ ПОКАЗНИКИ

Rational and promising heating modes in a heating well with improvement of the technological process based on calculations for different types of metal positions have been created and investigated. The new mode of heating the metal will lead to a decrease in heat losses during its stay in heating wells, which in turn will allow to reduce fuel consumption and obtain an economic effect on production.

The aim of the work is to increase the efficiency of heating the metal in a heating well under different operating modes of the system of gate valves that remove combustion products.

The methodology of the work is based on the compilation of heat balances and determining the most rational option for conducting the heating process with minimal fuel consumption.

Results: increase in fuel utilization rate and decrease in fuel consumption for ingots planted using the following technologies:

-cold planting: FEC + 5.9%; fuel consumption - 4.87 kg.cm.p/t;

-hot planting: FEC + 11.8%; fuel consumption - 2.13 kg.cm.p/t;

-"liquid core": FEC + 5.7%; fuel consumption - 0.59 kg.cm.p/t.

Scientific novelty: rational modes of metal heating in heating wells have been determined based on the compilation of heat balances of high-temperature technological units, which will allow reducing fuel consumption and fuel utilization rate.

The practical value of the results of the work is that with a saving of conventional fuel of 6.4-7.3%, the fuel utilization rate of metal heating in the well increases by 5.7-11.8% and product quality.

KEYWORDS: HIGH-TEMPERATURE UNIT, THERMAL MODE, HEATING, ENERGY, FUEL COMBUSTION, ECONOMY, TEMPERATURE MODES, TECHNICAL AND ECONOMIC INDICATORS

Вступ. Гірнично-металургійний комплекс України є однією з ключових галузей національної економіки, яка забезпечує понад 25 % промислового виробництва та 34 % загального експорту товарів. Проте сучасний її стан характеризується низкою викликів, зокрема високою енергоємністю виробництва, що на 30 % перевищує показники провідних світових підприємств. Це зумовлює підвищену собівартість продукції та знижує конкурентоспроможність на міжнародних ринках. У цьому контексті особливо важливим є впровадження сучасних

технологій та інновацій, спрямованих на підвищення ефективності виробництва та зменшення енерговитрат.

Актуальність теми економії палива в металургії обумовлена необхідністю зниження залежності від викопних енергоносіїв та впливу на довкілля. Згідно з планом REPowerEU, передбачено заходи з економії енергії та прискореного впровадження відновлюваних джерел енергії для заміни викопного палива в промисловості. Таким чином, дослідження шляхів підвищення енергоефективності в гірничо-



Петрик О.А.
Назаренко І.А.
Кузьменко А.А.

Petryk O.
Nazarenko I.
Kuzmenko A.

металургійному комплексі є надзвичайно актуальним для забезпечення сталого розвитку галузі та економіки України в цілому.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Однією з головних завдань сучасного виробництва є пошук зниження собівартості виробництва [1, 2]. Витрати на паливо є однією з складових собівартості виробництва сталі. Створення і дослідження раціональних та перспективних режимів нагрівання металевих злитків при знаходженні в нагрівальних колодязях з вдосконаленням технологічного процесу, є актуальним завданням.

Для нагрівання сталевих злитків перед прокаткою на блюмінгах і слябінгах служать камерні печі циклічної дії, які називають нагрівальними колодязями [10]. Їхній робочий простір у формі куба або прямокутника зверху закривається футерованою вогнетривкою кришкою. Під час нагрівання кришка закриває колодязь зверху, тобто служить склепінням. При посадці і видачі злитків спеціальна машина піднімає кришку і зсуває її в бік. Злитки за допомогою кліщового крана встановлюють на подину у вертикальному положенні. Садка загальною масою 100-200 т складається з 8-16 злитків. Відділення нагрівальних колодязів, що обслуговує великий обтискний стан, налічує кілька десятків нагрівальних колодязів. Продуктивність одного колодязя залежить від температури злитків при посадці і становить у середньому 100-150 тисяч тонн на рік. Максимальна теплова потужність одного колодязя дорівнює 5-10 МВт. Питома витрата палива залежно від умов експлуатації змінюється в межах 20-40 кг.усл.т. на тону.

Нагрівання металу у нагрівальному колодязі має два періоди [10]. У першому періоді витрата палива, або загальна теплова потужність печі, підтримується на максимальному рівні. До кінця цього періоду температура печі досягає такого рівня, який надалі гарантує якісне нагрівання металу. Якість нагріву забезпечується витримкою у 2-му періоді за умови сталості температури печі ($t_{печ} = const$). У цьому періоді досягає заданого значення температура поверхні металу (до 1360-1380 °С) і перепад температури за перерізом злитка. Відомо, що питомий перепад температури наприкінці нагріву має бути не більше 100-300 °С на 1 метр товщини злитка. Можна відзначити, що тепловий потік на метал у початковому періоді дещо падає, а температура поверхні злитка підвищується зі швидкістю нагріву поверхні, що постійно знижується.

Зазвичай на металургійних заводах нагрівальні колодязі є свого роду буфером для спалювання низькокалорійного газоподібного палива (доменний газ, коксо-доменна суміш). У цьому випадку висока температура в робочому просторі досягається шляхом підігріву повітря, а в деяких випадках (під час спалювання доменного газу) - шляхом підігріву і газу.

Вивченню перекидки клапанів при нагріванні металевих злитків у нагрівальному колодязі

присвячено багато праць. У статті [3] визначено основні вимоги щодо організації об'ємно-регенеративного способу спалювання палива. Розглянуто алгоритм управління процесом нагрівання металу в печі, у тому числі «перекидання» газоповітряних клапанів, параметри якого забезпечують регламентований недопал палива, характерний для об'ємно-регенеративного способу спалювання палива, а також скорочення витрати палива за рахунок підтримки мінімального недопалу в підрегенеративному просторі. Однак не наведено оптимальний час перекидання.

В [4] розглянуто режими роботи нагрівального колодязя, а в [5] проведено дослідження підвищення енергоефективності печі для повторного нагріву сталевих заготовок шляхом дослідження теплового балансу та вдосконалення процесу. Авторі [6] розглянули нерівномірність нагрівання металу, що обумовлено організацією процесу горіння палива у печі.

У роботі [7] проведені дослідження показано вплив нагрівання гарячого та холодного виду посадів металу на ККД печі.

Проте у цих роботах не розглянуто вплив зміни перекидки клапанів на зміну теплового балансу високотемпературного агрегату для різних видів посадки металевих злитків. Також не описано вплив теплових режимів на якість продукції.

Слід зазначити, що практичне застосування розрахунково-аналітичних методів отримало досить широкого поширення у виробничій практиці, тому актуальною є розробка прикладних методів розрахунку характеристик технологічних процесів з використанням як класичних так і емпіричних формул, які можуть бути застосовані технологіями в умовах промислового підприємства.

Мета і завдання досліджень. Метою роботи є підвищення ефективності нагрівання металу у нагрівальному колодязі при різних режимах роботи системи шибєрів, що відводять продукти згорання.

Завдання роботи полягає в визначенні раціонального режиму нагрівання металу у нагрівальному колодязі на основі розрахунків теплового балансу нагрівання металу у високотемпературних технологічних агрегатах.

Об'єктом дослідження є нагрівальний колодязь, в якому треба забезпечити заданий температурний режим нагрівання та витримку металу для отримання ним технічних властивостей.

На теплову роботу нагрівальних колодязів впливає початкова температура злитків. У нагрівальні колодязі можуть бути завантажені злитки трьох типів всадів: «рідка серцевина», гарячий посад, холодний посад. Вони відрізняються різною початковою температурою злитка і відповідно його початковим тепловмістом [10].

Матеріали та методи дослідження. Для аналізу впливу різних факторів на теплову ефективність та витрату палива складено діаграму Ісікава (рис. 1) згідно методики [8].

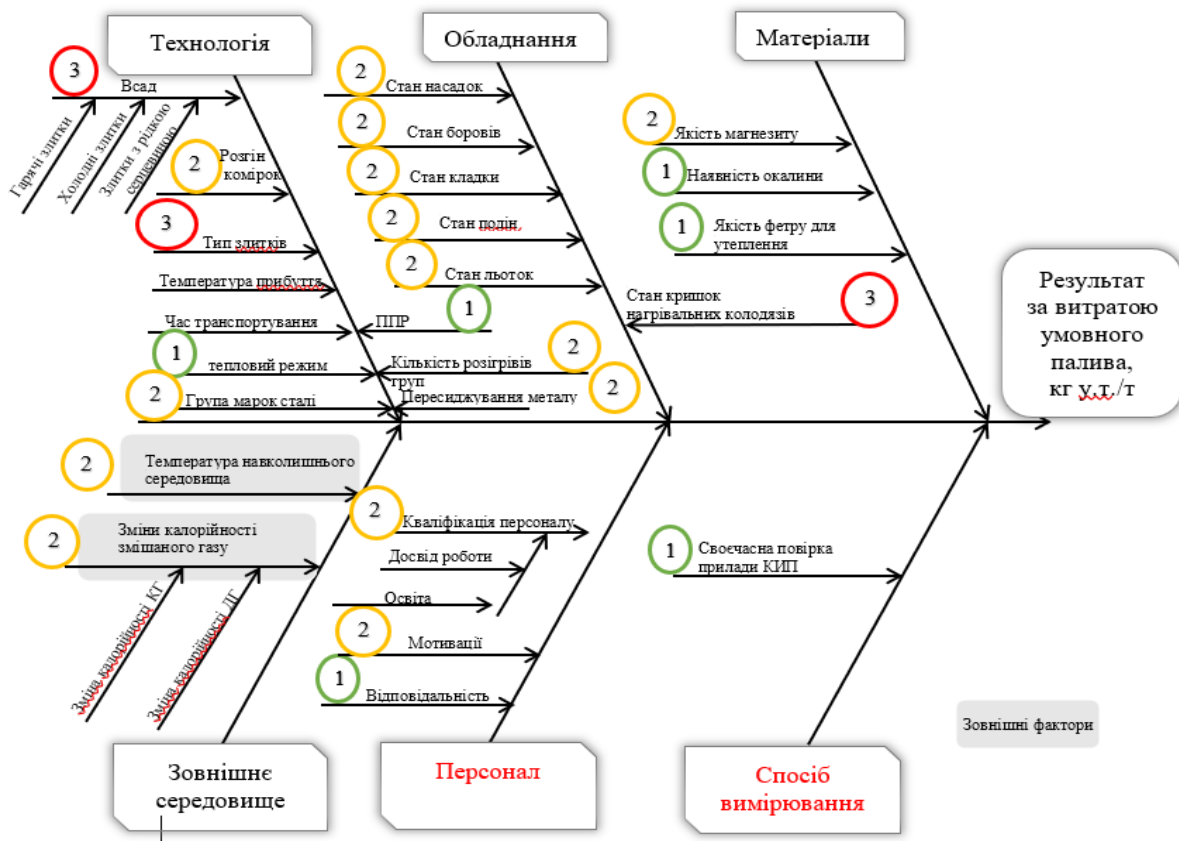


Рисунок 1 - Діаграма Іскава факторів, що впливають на витрати палива у високотемпературному агрегаті.

Як видно з діаграми Іскава найбільш впливовим фактором є тепловий режим нагрівання металу (з першим пріоритетом важливості). Подальші дослідження спрямовані на зниження витрат, що дозволить підвищити теплову ефективність та визначити найбільш раціональний тепловий режим.

Згідно з загальновідомою технологією нагрівання металу інтервал часу реверсу факела для кожної насадки («ближньої і дальньої») задається вручну в інтервалі від 5 до 9 хвилин і коригується залежно від температурного перекошу насадок нагрівальних колодязів. Так, наприклад, за температурного перекошу (різниця між температурами диму) між насадками 60 °С і більше інтервал часу перекидання має збільшуватися на 1-2 хвилини для насадки з більшою температурою. Регулювання реверсу факела здійснюється за результатом перекошу насадок, що не запобігає його утворенню і не може превентивно впливати на рівномірність нагрівання злитків.

З метою автоматичного регулювання часу реверсу факела та для управління перекиданням в

автоматичному режимі встановлено контролери МІК-51 [12], які враховують час перекидання не за фактичним часом, а за часом проходження газу через кожну насадку під час імпульсного нагрівання злитків з корекцією часу за швидкістю зміни температури димових газів.

Методологія розрахунку раціонального часу перекидання клапанів описана згідно [11, 12].

Інтервал часу для однієї сторони визначається за формулою:

$$\Delta\tau_1 = \Delta\tau^6 - k \frac{\Delta T_6}{\Delta\tau_2 - 1}, \quad (1)$$

де $\Delta\tau^6$ - базовий інтервал часу;

$k = 0,003$ - коефіцієнт корекції, за умови циклу для двох насадок 12 хв;

ΔT_6 - приріст температури в загальному борові (рисунок 2);

$\Delta\tau_2$ - інтервал часу для другої сторони, під час першого запуску встановлюється рівним 6 хв;

1 - враховує час інерції спрацьовування перекидання.

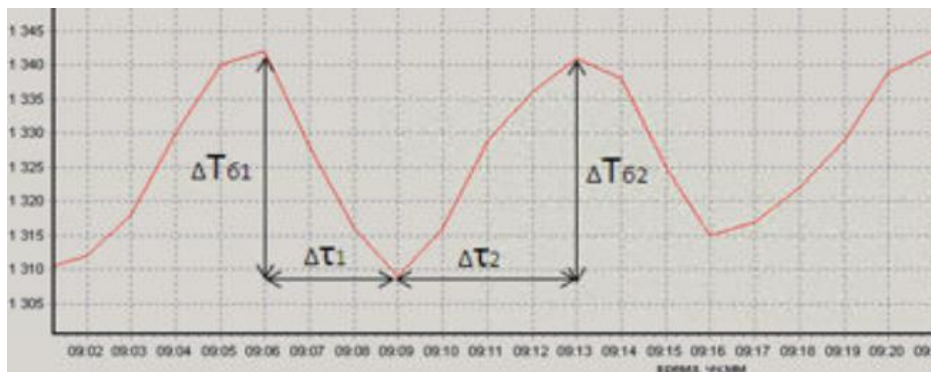


Рисунок 2 - Визначення інтервалів часу та приросту температур

Початкове значення часу перекидання за замовчуванням встановлюється рівним 12 хв (6 хв на ближню і 6 хв на дальню насадку).

Інтервал часу для другої сторони визначається за формулою:

$$\Delta\tau_2 = \Delta\tau^6 - k \frac{\Delta T_6}{\Delta\tau_1 - 1} \quad (2)$$

де $\Delta\tau_1$ - інтервал часу для першої сторони, який визначається за формулою 2.

Відповідно до рівнянь (1-2) оптимальний інтервал часу між реверсами факела автоматично обчислюється протягом інтервалу часу контролю $\Delta\tau$ і встановлюється для поточного напрямку факела як алгебраїчна сума заданого базового інтервалу часу між реверсами ΔT_6 і додаткового коригувального інтервалу $\Delta\tau^6$, пропорційного приросту температури в борові ΔT_6 за фіксований інтервал часу $\Delta\tau$ зі знаком протилежним знаку приросту ΔT_6 .

У разі рівності похідної нулю ($\frac{\Delta T_6}{\Delta\tau_1 - 1} = 0$) перекидання відбувається через задані номінальні інтервали часу, які встановлюються для кожного напрямлення факела. При $\frac{\Delta T_6}{\Delta\tau_1 - 1} > 0$ поточний інтервал часу скорочується на $k \frac{\Delta T_6}{\Delta\tau_1 - 1}$, а при $\frac{\Delta T_6}{\Delta\tau_1 - 1} < 0$ він збільшується на $k \frac{\Delta T_6}{\Delta\tau_1 - 1}$.

Складання теплових балансів для різних видів посаду метала у нагрівальний колодязь відбувається за методикою [7, 13, 14]. Тепловий баланс камерної печі складається на весь період нагрівання і витримки з визначенням наступних статей.

Прихід теплоти: $Q_{пх}$ - теплота згоряння палива (хімічна теплота палива); $Q_{п}$ - фізична теплота палива, яке подається на горіння; $Q_{пв}$ - фізична теплота повітря, яке подається на горіння; $Q_{пр}$ - фізична теплота продукції, яка подається в установку; $Q_{льот}$ - теплота, що вноситься паливом при нагріванні шлакових льоток. Втрати теплоти: $Q_{м}$ - фізична теплота продукції, теплота на нагрівання метала; $Q_{пз}$ - теплові втрати з продуктами згоряння

палива; $Q_{хн}$ - теплові втрати від хімічної неповноти згоряння палива; $Q_{пов}$ - теплові втрати в навколишнє середовище зовнішньою поверхнею установки (випромінюванням через кришку); $Q_{виб}$ - втрати з газами, що вибиваються; $Q_{шл}$ - втрати теплоти, що відходять за шлаком; $Q_{пер}$ - теплові втрати під час перекидання клапанів; $Q_{ак}$ - витрати тепла на акумуляцію кладки.

Рівняння теплового балансу паливовикористовуючого обладнання має вигляд:

$$Q_{прих} = Q_{витр} \quad (3)$$

де $Q_{прих}$ - загальне тепло, що надходить у піч; $Q_{витр}$ - загальне використане тепло у печі.

$$Q_{прих} = Q_{пх} + Q_{п} + Q_{пв} + Q_{пр} + Q_{льот} \quad (4)$$

$$Q_{витр} = Q_{м} + Q_{пз} + Q_{хн} + Q_{пов} + Q_{виб} + Q_{шл} + Q_{пер} + Q_{ак} \quad (5)$$

Для даного випадку визначення статей теплового балансу проводиться в залежності доцільності їх значення величини та відповідного внеску в тепловий баланс установки.

Витрати теплоти віднесені до інших немінучих втрат теплоти обладнанням становлять втрати, які майже неможливо визначити (нагрівання повітря, що потрапляє в обладнання неорганізовано і т.п.).

Термічний ККД обладнання (установки), %

$$\eta = \frac{Q_{м}''}{Q_{пх}} \quad (25)$$

Основними вихідними даними для розрахунку теплового балансу є витрати палива, маса зливків (приймаємо 238 т), тривалість знаходження метала у колодязі, теплотворна спроможність палива, середня температура поверхні злитка. Розрахунок виконано для рядової марки сталі 1 групи. Вихідні дані наведені у таблиці 1.

Результати розрахунку теплових балансів для кожного виду посаду наведено в табл. 2.

Таблиця 1

№ з / п	Найменування величини	Значення величини										
		Позначення	Розмірність	базовий ре	дослідний режим 1	дослідний режим 2	базовий ре	дослідний режим 1	дослідний режим 2	базовий ре	дослідний режим 1	дослідний режим 2
				жим	жим 1	жим 2	жим	жим 1	жим 2	жим	жим 1	жим 2
				Холодний посад			Гарячий посад			Рідка серцевина		
1	Температура металу при посадці	t_n	°C	14	14	14	947	947	947	963	963	963
2	Температура нагріву металу	t_k	°C	1380	1380	1380	1360	1360	1360	1360	1360	1360
3	Тепловміст металу перед завантаженням (середнє)	i_m	кДж / кг	8,38	8,38	8,38	615,93	615,93	615,93	724,87	724,87	724,87
4	Час нагрівання	t	ч, хв	12,00	12,00	12,00	5,08	5,08	5,08	3,50	3,50	3,50
5	Тепловміст при видачі	i_m	кДж / кг	942,75	942,75	942,75	921,8	921,8	921,8	921,8	921,8	921,8

Таблиця 2

№ з/п	Статті приходу	Холодний посад			Гарячий посад			Рідка серцевина		
		базовий режим	ре- дослідний жим 1	ре- дослідний жим 2	базовий режим	ре- дослідний жим 1	ре- дослідний жим 2	базовий режим	ре- дослідний жим 1	ре- дослідний жим 2
		%	%	%	%	%	%	%	%	%
1	Хімічне тепло палива	67,0	67,0	66,8	65,7	65,7	65,3	65,5	65,5	65,3
2	Фізичне тепло палива	15,1	15,1	15,0	14,9	14,9	14,8	14,9	14,9	14,8
3	Фізичне тепло повітря	16,2	16,2	16,1	15,9	15,9	15,8	15,9	15,9	15,8
4	Тепло екзотермічної реакції	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0
5	Тепло, внесене при нагріванні льоток	1,8	1,8	2	3,5	3,5	4,1	3,8	3,8	4,1
	ПІДСУМОК	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0
	Статті витрат									
1	Теплота на нагрів металу	70,9	75,2	75,9	46,6	52,6	54,2	55,0	58,1	58,7
2	Теплота, що виноситься продуктами згорання	14,2	8,7	8,1	26,9	17,0	14,9	17,2	12,0	11,3
3	Втрати в навколишнє середовище	12,9	13,7	13,6	24,8	28,0	28,5	25,8	27,3	27,4
3.1	в т.ч. Втрати тепла теплопровідністю	10,1	10,7	10,8	21,7	24,5	25,3	23,8	25,2	25,4
3.2	Втрати тепла зі шлаком	8,3	8,8	8,8	5,2	5,9	6,1	0,0	0,0	0,0
3.3	Втрати тепла випромінюванням при відкритті кришки	8,3	8,8	8,8	5,2	5,9	6,1	0,0	0,0	0,0
3.4	Втрати тепла з вибиваючимися газами	2,0	2,2	2,0	2,0	2,3	2,0	2,0	2,1	2,0
4	Втрати тепла на акумуляцію кладки	1,4	1,5	1,4	0,5	0,6	0,5	0,7	0,8	0,7
5	Втрати тепла при перекиданнях	0,6	0,9	0,9	1,2	1,8	1,9	1,3	1,9	1,9
	ПІДСУМОК	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0

Результати дослідження. Розрахунок теплових балансів складено для трьох видів посаду. Розрахунок виконано для наступних режимів роботи високотемпературного агрегату: базовий режим; дослідний режим 1; дослідний режим 2 зі зниженням палива за рахунок нев'язки.

Розроблений режим спрямований на зниження витрат теплоти при нагріванні металу за рахунок зменшення витрат теплоти з газами що відходять, що дозволяє знизити витрати палива у процесі нагрівання злитків і, як наслідок, поліпшити собівартість продукції.

Всі дослідні плавки розсаджували на три комірці (з рівною масою злитків на кожен) та реєстрували:

температуру в комірці та температуру газів, що відходять.

Порівняння результатів роботи в комірках (за новим алгоритмом коригування температури газів, що відходять) з дослідним режимом та звичайним режимом нагрівання (класична система ручного завдання часу перекидування клапанів) за кінцевим результатом зі зменшення перекошу і температури газів, що відходять, під час нагрівання плавко холодного посаду (Рис.3-6), злитків з рідкою серцевиною (Рис.7-10) та злитків посаджених за технологією гарячого посаду (Рис.11) наведено нижче.

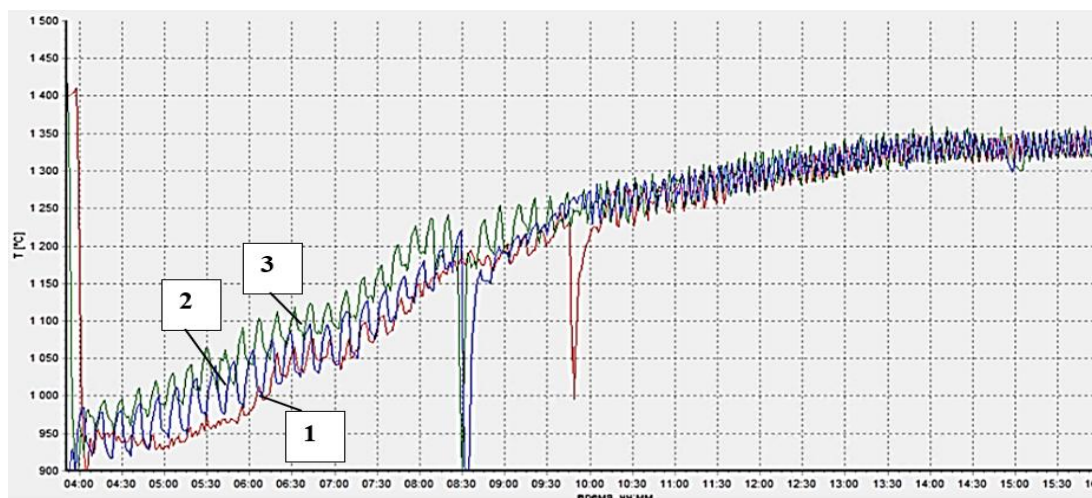


Рисунок 3- Нагрівання злитків холодного посаду. Температура в комірках №№1-3, °С (дослідне нагрівання №1): комірка 1– класичний режим, комірка 2, 3 – новий режим.

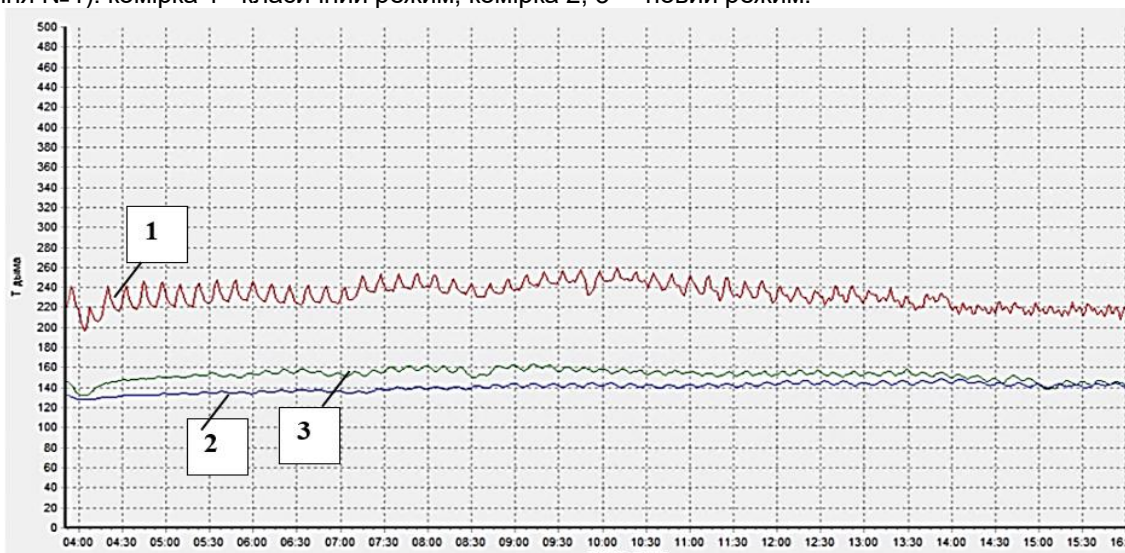


Рисунок 4- Нагрівання злитків холодного посаду. Температура газів, що відходять, °С, (дослідне нагрівання №1): комірка 1– класичний режим, комірка 2, 3 – новий режим

Як видно з рис.4, температура газів, що відходять, на експериментальних комірках (2, 3) з автоматичним регулюванням реверсу факела порівняно з наявним ручним режимом на 80-100°C нижче. При цьому знижується температурний перепад по насадках (різниця температури газів, що

відходять, за комірками 2 та 3) з 23-25 до 2-3°C. Також, на рис.3 видно, що швидкість росту температури у комірках 2, 3 є більш інтенсивною за однакових витрат палива, що говорить про зменшення теплових втрат з газами, що відходять.

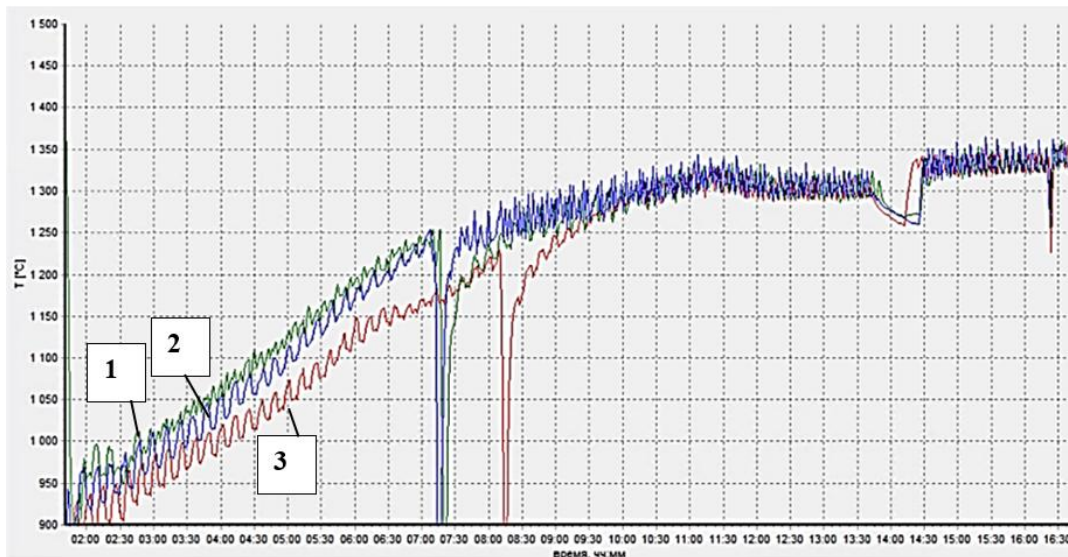


Рисунок 5- Нагрівання злитків холодного посаду. Температура в комірках №№1-3, °С (дослідне нагрівання №2): комірка 1 – класичний режим, комірка 3 – новий режим, комірка 2 – з початку нагрівання (з 2:00) і до 8:15 - класичний режим, з 8:16 - новий режим.

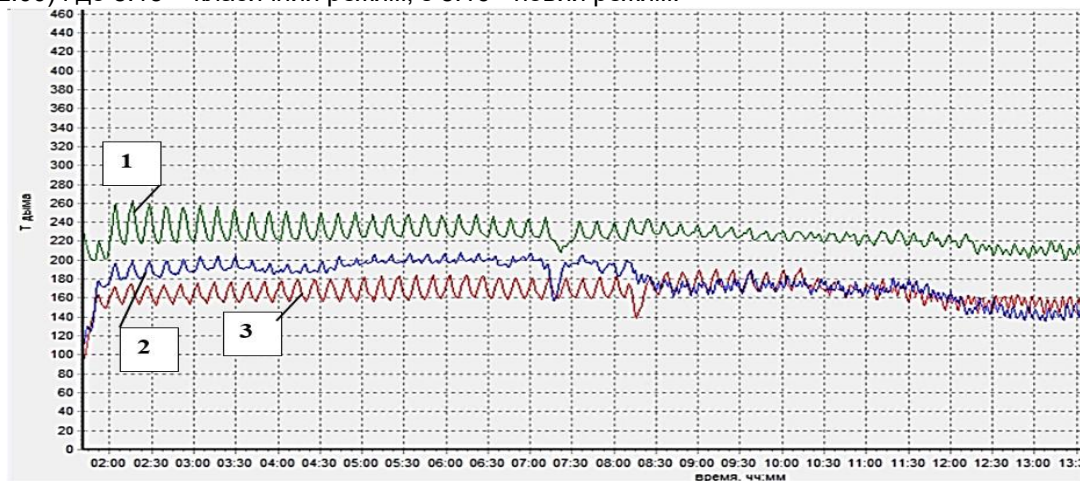


Рисунок 6- Нагрівання злитків холодного посаду. Температура газів, що відходять, °С, (дослідне нагрівання №2): комірка 1 – класичний режим, комірка 3 – новий режим, комірка 2 – з початку нагрівання (з 2:00) і до 8:15 - класичний режим, з 8:16 - новий режим.

Як видно з рисунку 5 температура газів, що відходять, на експериментальних комірках (3) з автоматичним регулюванням реверсу факела порівняно з наявним ручним режимом (1) на 75-80°С нижче. На комірці 2 з початку нагрівання (з 2:00) і до 8:15 - був класичний режим, з 8:16 виконано перемикання на новий режим. При цьому йде різке зменшення температури газів, що відходять з 200-205 до 160-175 °С.

На рисунку 8, температура газів, що відходять, на експериментальній комірці (3) з автоматичним регулюванням реверсу факела порівняно з наявним ручним режимом (1, 2) на 70-90°С нижче. При цьому знижується температурний перепад по насадках (різниця температури газів, що відходять, за комірками 2 та 3) з 70 до 5-10°С.

На рисунку 10 температура газів, що відходять, на експериментальних комірках (2, 3) з

автоматичним регулюванням реверсу факела порівняно з наявним ручним режимом (1) на 100-110 °С нижче. При цьому знижується температурний перепад по насадках (різниця температури газів, що відходять, за комірками 2 та 3) з 70 до 5-25°С.

На комірці 2 з початку нагрівання з 20:30 до 21:30- був новий режим, з 21:31 виконано перемикання на класичний режим. При цьому йде різке збільшення температури газів, що відходять з 220 до 300 °С.

Як видно з рис. 11 температура газів, що відходять, на експериментальній комірці (1) з автоматичним регулюванням реверсу факела порівняно з наявним ручним режимом (2, 3) на 75-80°С нижче. При цьому знижується температурний перепад по насадках (різниця температури газів, що відходять, за коміркою 1) з 60 до 5-10°С.

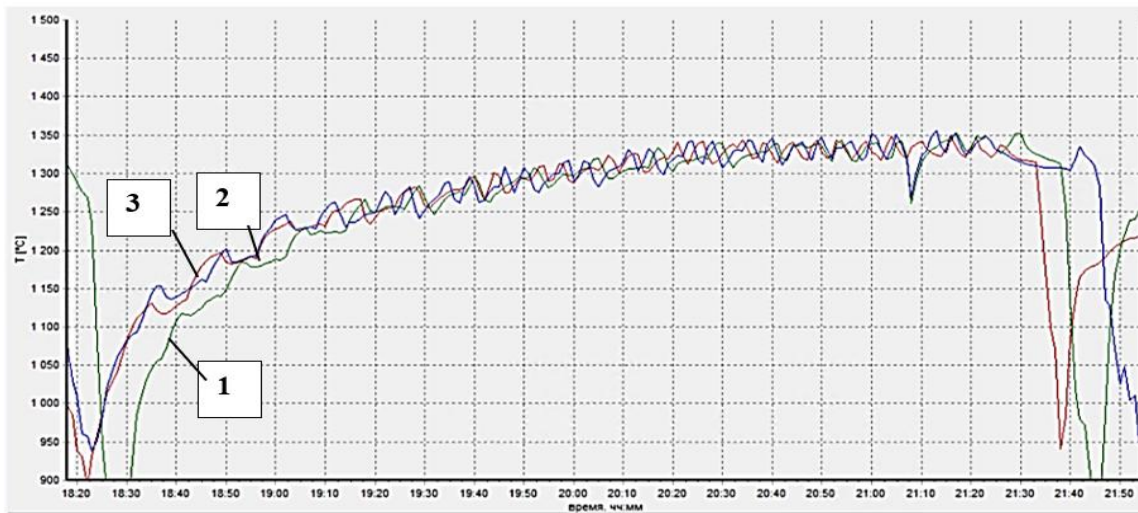


Рис.7 - Нагрівання злитків рідкої серцевини. Температура в комірках №№1-3, °С (дослідне нагрівання №3): комірka 1, 2– класичний режим, комірka 3 – новий режим.

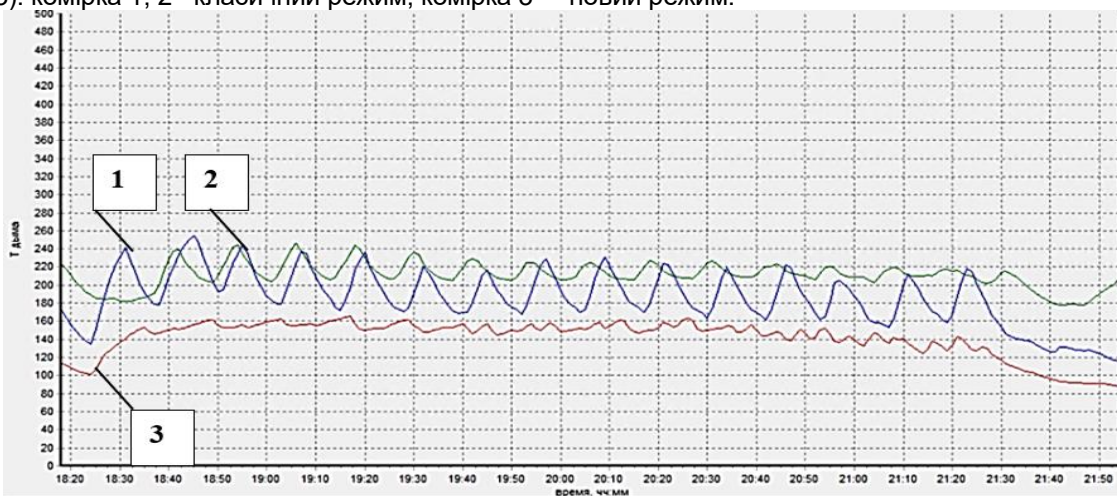


Рис.8- Нагрівання злитків рідкої серцевини. Температура газів, що відходять, °С, (дослідне нагрівання №3): комірka 1, 2– класичний режим, комірka 3 – новий режим.

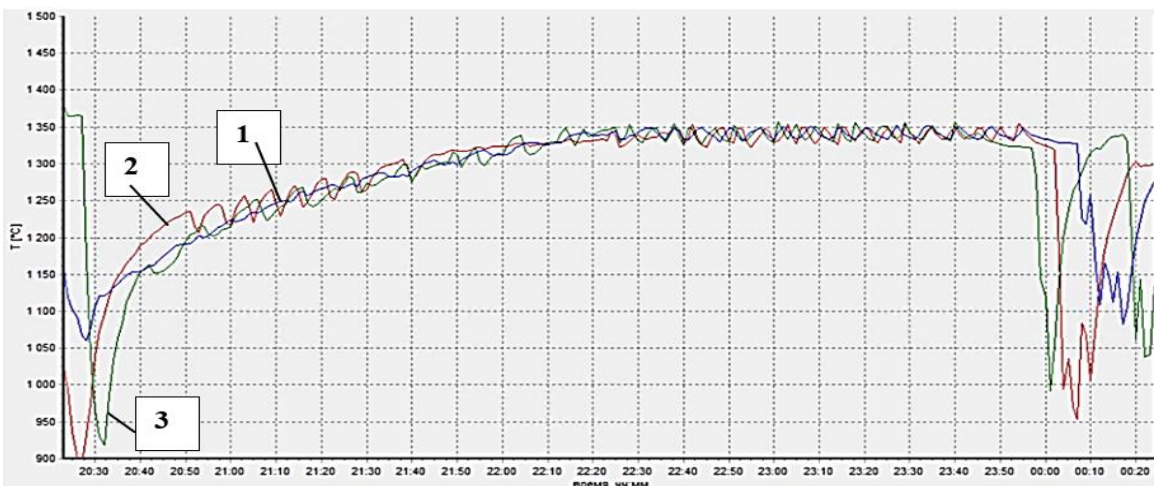


Рисунок 9 - Нагрівання злитків рідкої серцевини. Температура в комірках №№1-3, °С (дослідне нагрівання №4): комірka 1– класичний режим, комірka 3 – новий режим, комірka 2 – з початку нагрівання (з 2:00) і до 8:15 - класичний режим, з 8:16 - новий режим.

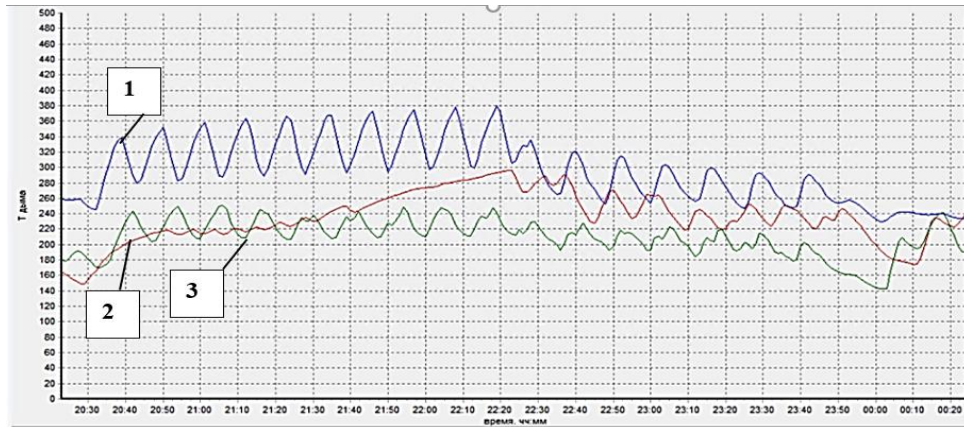


Рис.10- Нагрівання злитків рідкої серцевини. Температура газів, що відходять, °С, (дослідне нагрівання №4): комірка 1– класичний режим, комірка 3 – новий режим, комірка 2 – з початку нагрівання (з 20:30) і до 21:30 - новий режим, , з 21:31 - класичний режим.

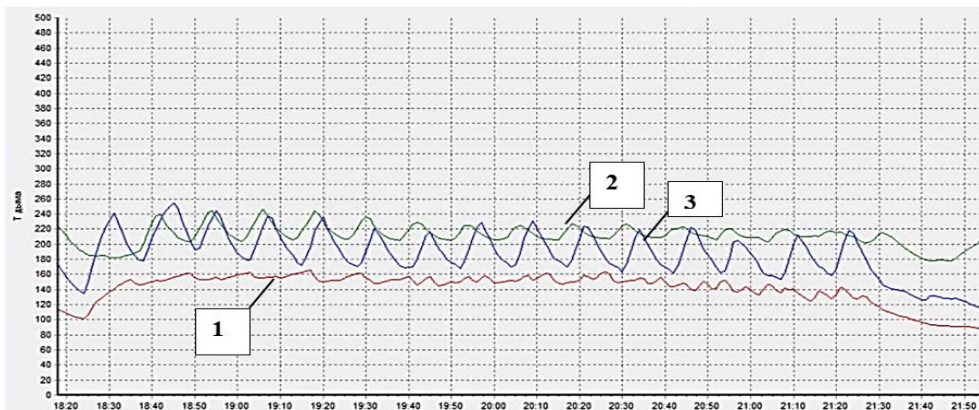


Рисунок 11- Нагрівання злитків гарячого посаду. Температура газів, що відходять, °С, (дослідне нагрівання №5): комірка 2, 3 – класичний режим, комірка 1 – новий режим

Обговорення результатів. За результатами отриманих температур складено теплові баланси для кожного виду посаду.

За результатами розрахунку теплових балансів отримано зменшення витрат теплоти з газами, що відходять:

на 6,1 % (з 14,2% до 8,1%), що посаджені за технологією холодного посаду;

на 12,0 % (з 26,9% до 14,9%), що посаджені за технологією гарячого посаду;

на 5,9 % (з 17,2% до 11,3%), що посаджені за технологією «рідкої серцевини».

Після отримання нев'язки теплового балансу за кожним режимом коригуємо дослідний режим шляхом зміни витрат палива, таким чином, щоб нев'язка була не більше 2%.

Ефективність при застосуванні нового режиму нагрівання металу визначимо розрахунком економії палива. Результати зведено в таблиці 3.

Таблиця 3 – Результати розрахунку

№п/п	Найменування величини	Значення величини										
		Позначення	Розмірність	базовий режим	дослідний режим 1	дослідний режим 2	базовий режим	дослідний режим 1	дослідний режим 2	базовий режим	дослідний режим 1	дослідний режим 2
				Холодний посад			Гарячий посад			Рідка серцевина		
1	2	3	4	5	5	5	6	7	7	8	8	8
1	Коефіцієнт використання палива	КВП	%	86,1	92,0	92,0	73,6	85,3	85,4	83,2	88,9	88,9
2	Умовні витрати палива	V_y	м ³ /т	66,7	66,7	61,83	14,60	14,60	12,47	9,14	9,14	8,54

Таким чином, при впровадженні нового режиму відбувається збільшення коефіцієнту використання

палива та зниження витрати палива для злитків що посаджені за технологіями:

холодного посаду: КВП + 5,9 %; витрати палива - 4,87 кг.ум.п/т;
гарячого посаду: КВП +11,8 %; витрати палива - 2,13 кг.ум.п/т;
«рідкої серцевини»: КВП +5,7 %; витрати палива - 0,59 кг.ум.п/т.

Додатково, новий режим нагрівання допоможе знизити перегрівання поверхні металу та оплавлення та запобігти появленню рванини та рваної кромки, а також інших дефектів, які спричиняє перегрівання поверхні.

ВИСНОВКИ

Створено і досліджено раціональні та перспективні режими нагріву у нагрівальному колодязі з удосконаленням технологічного процесу на основі розрахунків для різних видів посаду металу. Новий режим нагрівання металу призведе до зниження втрат теплоти під час знаходження у нагрівальних

колодязях, що у свою чергу дозволить знизити витрати палива та отримати економічний ефект на виробництві.

При впровадженні нового режиму відбувається збільшення коефіцієнту використання палива та зниження витрати палива для злитків що посаджені за технологіями:

холодного посаду: КВП + 5,9 %; витрати палива - 4,87 кг.ум.п/т;
гарячого посаду: КВП +11,8 %; витрати палива - 2,13 кг.ум.п/т;
«рідкої серцевини»: КВП +5,7 %; витрати палива - 0,59 кг.ум.п/т.

Таким чином, при економії умовного палива в 6,4-7,3 % підвищується коефіцієнт використання палива нагрівання металу у колодязі на 5,7-11,8% та якість продукції.

Перелік джерел посилань

1. Энергетична стратегія України на період до 2030 року // Спец. випуск інформаційно-аналітичного бюлетеня. 23 березня 2006 р. – К.: Відомості Мінпаливенерго України. – 2006. –144 с.
2. Чорна металургія України та перспективи розвитку наукових досліджень / В.І. Большаків, Л.Г. Тубольцев // Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії: Зб. наук. тр. - Дніпропетровськ.: ІЧМ НАН України, 2007. - Вип. 15. - С. 3-18.
3. Ерёмин А. О. Разработка и применение объемно-регенеративного способа сжигания топлива в нагревательных печах [Текст] / А.О. Ерёмин, В.И. Губинский // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2008. – № 6 (251). – С. 88-91.
4. Рациональные температурные режимы на участке нагревательная печь – прокатный стан / В.Я. Перерва, Г.В. Бергеман, М.В. Губинский, Г.Л. Шевченко // Металл и литье Украины.– №5.–2008.– С. 35-37.
5. Chakravarty, K. and Kumar, S., Increase in Energy Efficiency of a Steel Billet Reheating Furnace by Heat Balance Study and Process Improvement, Energy Rep., vol. 6, pp. 343-349, 2020.
6. Ревун М.П., Каюков Ю.М., Чепрасов О.І., Іванов В.І., Пульїнський В.Б. Дослідження теплової роботи камерної нагрівальної печі за умови імпульсного подавання палива у період витримки «Металлургическая теплотехника : сборник научных трудов Национальной металлургической академии Украины. – Выпуск 4 (19). – Днепр: Новая идеология, Выпуск 4 (19), 2012. - С.158-164.
7. Глущенко, О., Смельянов, О. (2022). Дослідження впливу температури посаду матеріалів на теплову роботу високотемпературної установки. Modern Engineering and Innovative Technologies, 1(21-01), 10–17. <https://doi.org/10.30890/2567-5273.2022-21-01-013>.
8. Режим доступу: <https://ahasides.com/uk/blog/ishikawa-diagram-example/>.
9. Аксельруд, Л.Г. Сучасні нагрівальні колодязі. Сталь №3/Л.Г. Аксельруд. -Металург, 2000. - 231с.
10. Губінський В.І. Металургійні печі: Навч. посібник - Дніпропетровськ: НМетАУ, 2006. - 85 с.
11. Батюк С.Г. Збірник функціональних і структурних схем типових промислових САР, Київ НТУУ „КПІ” – 2001 рік. – 50 с.
12. Контролер мікропроцесорний МІК-51 http://promkip.com.ua/p_64.html.
13. Ткаченко О.О. Високотемпературні процеси та установки : підручник /О.О. Ткаченко. – К.: А.С.К., 2005. – 480 с.
14. Високотемпературные теплотехнологические процессы и установки в металлургии: учебное пособие / М.П. Ревун [и др.]. - Запорожье: ЗГИА.- 2002. -304 с
15. Тришкевський О. Стан та напрями розвитку і вдосконалення виробництва гарячекатаного листа в Україні / Вісник Харківського національного автомобільно-дорожнього університету. – 2018. – №80. – С. 67-73.
16. Гостищев В.О. Автоматична система регулювання рекуперативного нагрівального колодязя Міжнародний науково-технічний журнал «Вимірювальна та обчислювальна техніка в технологічних процесах», № 1, 2021, С. 31-37.
17. Одайський А., Баріщенко О. М., Овчинникова І. А. Дослідження впливу теплових втрат з поверхні регенеративного нагрівального колодязя на витрату змішаного газу. Збірник наукових праць студентів, аспірантів, докторантів і молодих вчених «Молода наука-2021» Запоріжжя: Запорізький національний університет. – Запоріжжя, 2021. Т. 5 № - С. 122-123.
18. Ревун М.П., Баріщенко О.М., Сорока А.Ю., Пазюк Ю.М Розробка прогнозуючої системи управління нагріву металу в термічних печах з метою економії палива. Сборник научных трудов Национальной металлургической академии Украины. – Выпуск 1 (16). – Днепропетровск: «Новая идеология», 2009. – С.155-165.
19. Гребельний, В.М. Підвищення ефективності роботи нагрівальних колодязів прокатних цехів/В.М. Плотинний. - Київ: Техніка, 2007. - 192с.
20. Оцінювання режимів нагрівання металу у високотемпературних агрегатах, що впливають на якість продукції/ Стаття Металургия: Видавничий дім «Гельветика»,- 2022. – Выпуск 2. - С. 24-27. О.А. Петрик, І.А. Назаренко Б.В. Петрик.

21. Єфімов М.В., Біктагіров Ф.К., Тарасевич Н.І. та ін. Вплив технологічних параметрів на щільність металу при отриманні великих зливків. Метал та лиття України. 2017. № 8–10. С. 25-30.

References

1. Enerhetychna stratehiia Ukrainy na period do 2030 roku // Spets. vypusk informatsiino-analitychnoho biuletenu. 23 bezreznia 2006 r. – K.: Vidomosti Minpalyvenerho Ukrainy. – 2006. – 144 s.
2. Chorna metalurhiia Ukrainy ta perspektyvy rozvytku naukovykh doslidzhen / V.I. Bolshakov, L.H. Tuboltsev // Fundamentalni ta prykladni problemy chornoj metalurhii: Zb. nauk. tr. - Dnipropetrovsk.: IChM NAN Ukrainy, 2007. - Vyp. 15. - S. 3-18.
3. Erëmyñ A. O. Razrabotka y prymereneniye ob'ëmno-reheneratyvnogo sposoba szhyhaniya toplyva v nahrevatelnykh pechakh [Tekst] / A.O. Erëmyñ, V.Y. Hubynskiy // Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost. – 2008. – № 6 (251). – S. 88-91.
4. Ratsyonalnye temperaturnye rezhymy na uchastke nahrevatelnaia pech – prokatnyi stan / V.Ia. Pererva, H.V. Berheman, M.V. Hubynskiy, H.L. Shevchenko // Metall y lyte Ukrainy.– №5.–2008.– S. 35-37.
5. Chakravarty, K. and Kumar, S., Increase in Energy Efficiency of a Steel Billet Reheating Furnace by Heat Balance Study and Process Improvement, Energy Rep., vol. 6, pp. 343-349, 2020.
6. Revun M.P., Kaiukov Yu.M., Cheprasov O.I., Ivanov V.I., Pulpynskiy V.B. Doslidzhennia teplovoi roboty kamernoi nahrivalnoi pechi za umovy impulsnoho podavannia palyva u period vytrymky «Metallurhycheskaia teplotekhnika : sbornyk nauchnykh trudov Natsyonalnoi metallurhycheskoï akademyy Ukrainy. – Vypusk 4 (19). – Dnep: Novaia ydeolohiia, Vypusk 4 (19), 2012.- S.158-164.
7. Hlushchenko, O., Yemelianov, O. (2022). Doslidzhennia vplyvu temperatury posadu materialiv na teplovu roboty vysokotemperaturnoi ustanovky. Modern Engineering and Innovative Technologies, 1(21-01), 10–17. <https://doi.org/10.30890/2567-5273.2022-21-01-013>.
8. Rezhym dostupu: <https://ahaslides.com/uk/blog/ishikawa-diagram-example/>.
9. Akselrud, L.H. Suchasni nahrivalni kolodiazii. Stal №3/L.H. Akselrud. -Metalurh, 2000. - 231s.
10. Hubynskiy V.I. Metalurhiini pechi: Navch. posibnyk - Dnipropetrovsk: NMetAU, 2006. - 85 s.
11. Batiuk S.H. Zbirnyk funktsionalnykh i strukturnykh skhem typovykh promyslovykh SAR, Kyiv NTUU „KPI” – 2001 rik. – 50 s.
12. Kontroler mikroprotsesornyi MIK-51 http://promkip.com.ua/p_64.html.
13. Tkachenko O.O. Vysokotemperaturni protsesy ta ustanovky : pidruchnyk /O.O. Tkachenko. – K.: A.S.K., 2005. – 480 s.
14. Vysokotemperaturnye teplotekhnolohicheskye protsessy y ustanovky v metallurhy: uchebnoe posobyie / M.P. Revun [y dr.]. - Zaporozhe: ZHYA.- 2002. -304 s
15. Tryshkevskiy O. Stan ta napriamy rozvytku i vdoskonalennia vyrobnytstva hariachekatanoho lysta v Ukraini / Visnyk Kharkivskoho natsionalnoho avtomobilno-dorozhnoho universytetu. – 2018. – №80. – S. 67-73.
16. Hostyshchev V.O. Avtomatychna systema rehulivannia rekuperatyvnogo nahrivalnoho kolodiazia Mizhnarodnyi naukovotekhnichnyi zhurnal «Vymiriuvalna ta obchysluvalna tekhnika v tekhnolohichnykh protsesakh», № 1, 2021, S. 31-37.
17. Odaiskyi A., Barishenko O. M., Ovchynnykova Y. A. Doslidzhennia vplyvu teplovykh vtrat z poverkhni reheneratyvnogo nahrivalnoho kolodiazia na vytratu zmishanoho hazu. Zbirnyk naukovykh prats studentiv, aspirantiv, doktorantiv i molodykh vchenykh «Moloda nauka-2021» Zaporizhzhia: Zaporizkyi natsionalnyi universytet. – Zaporizhzhia, 2021. T. 5 № - С. 122-123.
18. Revun M.P., Barishenko O.M., Soroka A.Iu., Paziuk Yu.M Rozrobka prohozuiuchoi systemy upravlinnia nahrivu metalu v termichnykh pechakh z metoiu ekonomii palyva. Sbornyk nauchnykh trudov Natsyonalnoi metallurhycheskoï akademyy Ukrainy. – Vypusk 1 (16). – Dnepropetrovsk: «Novaia ydeolohiia», 2009. – S.155-165.
19. Hrebelnyi, V.M. Pidvyshchennia efektyvnosti roboty nahrivalnykh kolodiaziv prokatnykh tsekhiv/V.M. Plotynnyi. - Kyiv: Tekhnika, 2007. - 192s.
20. Otsiniuvannia rezhymiv nahrivannia metalu u vysokotemperaturnykh ahrehatakh, shcho vplyvaiut na yakist produktsii/ Stattia Metalurhiia: Vydavnychiy dim «Helvetyka»,- 2022. – Vypusk 2. - S. 24-27. O.A. Petryk, I.A. Nazarenko B.V. Petryk.
21. Yefimov M.V., Biktahyrov F.K., Tarasevich N.I. ta in. Vplyv tekhnolohichnykh parametriv na shchilnist metalu pry otrymanni velykykh zlyvkiv. Metal ta lyttia Ukrainy. 2017. № 8–10. С. 25-30.

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 01.09.2023
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.09.2023

ЗМІСТ

МАЛІЧ М.Г., КАТАН В.О., РІЗО З.М., КРЕСС Д.В., АВРАМЕНКО С.О.	
АНАЛІЗ РУЙНУВАННЯ ПРИЗМАТИЧНИХ УСІЧЕНО-КОНУСНИХ ЗРАЗКІВ ГІРСЬКОЇ ПОРОДИ ПРИ СИМЕТРИЧНОМУ ТА АСИМЕТРИЧНОМУ НАВАНТАЖЕННІ	5
КРАВЧЕНКО В.П, ГЛАДКИХ В.А., АНОСОВ О.В., РУБАН А.В., РЯБЦЕВ О.О.	
АНАЛІЗ ЯКОСТІ ШИХТОВИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИ ВИРОБНИЦТВІ ВИСОКОКРЕМНИСТОГО ФЕРОСИЛІЦІЮ.....	9
ЗАСЕЛЬСЬКИЙ В. Й., ПОПОЛОВ Д. В.	
ПЕРСПЕКТИВНІ КОНСТРУКЦІЇ ГРОХОТІВ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ ПІДГОТОВКИ ШИХТОВИХ МАТЕРІАЛІВ ПЕРЕД СПІКАННЯМ І ПЛАВКОЮ	14
ДЕЙНЕКО Л.М. СТОЛБОВИЙ В.О. РОМАНОВА Н.С. КРИВЧИК Л.С. ПІНЧУК В.Л. МАЧУЛА Н.В.	
ФОРМУВАННЯ АЗОТОВАНОГО ШАРУ СТАЛІ 5Х3В3МФС, ОТРИМАНОГО В ГАЗОПЛАЗМОВОМУ ДВОСТУПЕНЕВОМУ ВАКУУМНО-ДУГОВОМУ РОЗРЯДІ	21
ЖЕЛЕЗНОВ К.І., УРСУЛЯК Л.В.	
ПОБУДОВА ОПТИМАЛЬНОЇ ТРАЕКТОРІЇ РУХУ ПОЇЗДА В КООРДИНАТАХ ШЛЯХ - ЧАС	30
ПЕТРИК О.А., НАЗАРЕНКО І.А., КУЗЬМЕНКО А.А.	
ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ РОБОТИ ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНИХ ТЕХНОЛОГІЧНИХ АГРЕГАТІВ	43
ЗМІСТ	54
CONTENT	55

CONTENT

MALICH M.G., KATAN V.O., RIZO Z.M., KRESS D.V., AVRAMENKO S.O.

ANALYSIS OF DESTRUCTION OF PRISMATIC TRUNCATED-CONICAL ROCK SPECIMENS UNDER SYMMETRICAL AND ASYMMETRIC LOADING 5

KRAVCHENKO V.P., GLADKIKH V.A., ANOSOV O.V., RUBAN A.V., RYABTSEV O.O.

ANALYSIS OF THE QUALITY OF CHARGE MATERIALS IN THE PRODUCTION OF HIGH-SILICON FERROSILICON..... 9

ZASELSKYI V., POPOLOV D.

PROSPECTIVE DESIGNS OF SCREENS FOR IMPROVING THE QUALITY OF CHARGE MATERIALS PREPARATION BEFORE SINTERING AND MELTING 14

DEINEKO L.M. STOLBOVY V.O. ROMANOVA N.S. KRIVCHIK L.S. PINCHUK V.L. MACHULA N.V.

MOLDING OF A NITRIDED STEEL BALL 5x3v3MFS, TRIMMED IN A GAS-PLASMA TWO-STAGE VACUUM-ARC DISCHARGE..... 21

ZHELIEZNOV K I, URSULYAK L V

CREATING THE OPTIMAL TRAJECTORY OF TRAIN MOVEMENT IN COORDINATES DISTANCE - TIME. 30

PETRYK O.A., NAZARENKO I.A., KUZMENKO A.A.

INCREASING THE EFFICIENCY OF HIGH-TEMPERATURE TECHNOLOGICAL UNITS 43

ЗМІСТ 54

CONTENT 55

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

Загальнодержавний науково-технічний журнал

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

Головний редактор, голова редакційної ради проф. Пройдак Ю.С.

Зам. головного редактора д.т.н., проф. Камкіна Л.В.

Адреса редакції: 49600, м. Дніпро, вул. Лазаряна, 2.

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

Підписано до друку 23.09.2023 року.

Тираж 100 примірників.

Ціна вільна

© Теорія і практика металургії, 2023

THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY

National scientific and technical journal

Founders: Ukrainian State University of Science and Technologies

Department of Materials Science and Metallurgy
of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine

Editor-in-Chief, Chairman of the Editorial Board prof. Proydak Yu.

Honorable Editor of the Ph.D., prof. Kamkina L.

Editorial office: 49600, Dnipro, Lazarana, 2.

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

Signed for printing 23/09/2023.

Circulation of 100 copies.

Price is free

© Theory and Practice of Metallurgy, 2023