

ISSN 1028-2335

**№2**  
**(143)**  
**2024**

**ТЕОРІЯ  
І ПРАКТИКА  
МЕТАЛУРГІЇ**

**THEORY  
AND PRACTICE  
OF METALLURGY**



# ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

№2  
(143)  
2024

НАУКОВО-ВИРОБНИЧИЙ ЖУРНАЛ

Видається з березня 1997 року  
Виходить 4 рази на рік

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

**Видавець:** Український державний університет науки і технологій

Дніпро  
2024

# THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY

*No. 2*  
*(143)*  
2024

SCIENTIFIC AND PRODUCTION JOURNAL

Issued since March 1997  
Released 4 times a year

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

**Publisher:** Ukrainian state university of science and technologies

Dnipro  
2024

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

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

133 – Галузеве машинобудування;

136 – Металургія;

161 – Хімічні технології

### **РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ**

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

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

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

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

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

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

д.т.н., проф. Куцова В.З. (Україна)

д.т.н., проф. Лежнев С.М. (Казахстан)

д.т.н., проф. Лялюк В.П. (Україна)

д.т.н., проф. Малий Є.І. (Україна)

д.т.н., проф. Медовар Л.Б. (Україна)

д.т.н., проф. Сігарьов Є.М. (Україна)

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

д.т.н., проф. Фролов Я.В. (Україна)

д.т.н., проф. Шатоха В.І. (Україна)

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

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

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

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

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

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

### **РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ**

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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



Бойко М.М., Єфименко В.В., Журавльова С.В., Полякова Н.В., Подушко К.А.,  
Круглов А.М.

## Дослідження впливу різних видів біопалив на міцність сирих гранул при виробництві залізородних окатишів

Boyko M.M., Yefimenko V.V., Zhuravlova S.V., Polyakova N.V., Podushko K.A., Kruhlov A.M.  
Study of the influence of various types of biofuels on the raw pellets  
strength in the production of iron ore pellets

**Мета.** Одним зі шляхів зниження викидів CO<sub>2</sub> при виробництві окуюваної залізородної сировини є використання біопалив, які також дозволяють зекономити більш дороге викопне паливо. Особливо економічний ефект досягається при використанні біопалив при обпалі окатишів, що дозволяє зменшити витрату природного газу. Окатиші з додаванням біопалива повинні відповідати мінімальним вимогам до механічної міцності в вологому та сухому стані для можливості подальшої термічної обробки, а в обпаленому сталі - для можливості використання доменної печі. В роботі розглянуто особливості застосування біопалив в якості твердого палива в шихті для виробництва окатишів. Метою даного дослідження є встановлення можливості використання лушпиння соняшнику, пшеничної соломи, деревини та деревного вугілля у якості твердого палива в шихті окатишів, а саме визначення впливу додавання біопалив на міцність сирих та сухих окатишів. **Методика.** Для дослідження було обрано чотири види палива рослинного походження: лушпиння соняшника, пшенична солома, деревина, а також деревне вугілля. Для дослідження можливості використання палив рослинного походження при обпалі окатишів була підготовлена шихта наступного складу: залізородний концентрат, бентоніт, а також один із чотирьох видів палива рослинного походження що досліджується. Витрата кожного з біопалив складала від 0 до 1 %. Для зменшення впливу форми, розмірів та умов формування з кожного з отриманих зразків шихти були сформовані брикети циліндричної форми однакових розмірів. Формування брикетів проводили на гідравлічному пресі з зусиллям, яке відповідає огрудкуванню окатишів на промислових огрудкувачах. **Результати.** Встановлено, що при додаванні соломи відбувається значне зниження міцності окатишів, яке можна пояснити тим, що пшенична солома має високу концентрацію гідрофобних восків на своїй поверхні. Ці воски утворюють гідрофобний шар, що складається з кутинового покриття та воскових частинок. Гідрофобні воски створюють межі між частинками соломи, що призводить до зниження міцності окатишів. Найкращі показники міцності сирих та сухих окатишів досягнуті при додаванні лушпиння соняшнику. При аналізі властивостей лушпиння соняшника можна помітити що лушпиння соняшнику має нижчий вміст лігніну порівняно з деревними видами біомаси. Лігнін забезпечує гідрофобну поверхню, яка перешкоджають взаємодії вологи з целюлозою. Натомість вміст целюлози та геміцелюлози у лушпинні соняшнику загалом може перевищувати 80 %. Целюлоза та геміцелюлоза містять значну кількість гідроксильних ОН груп, які є гідрофільними групами і можуть підвищувати водоутримувальну здатність сирих окатишів. Деревинне вугілля має основним компонентом своєю складу вуглець, тому як і кокс та кам'яне вугілля, воно, у порівнянні з залізородними матеріалами, гірше змочується водою та знижує міцність сирих окатишів. **Наукова новизна.** Встановлено механізм впливу різних видів біоматеріалів на міцність сирих окатишів. Визначено зв'язок між складом поверхневих шарів біопалива та можливістю його застосування при огрудкуванні залізородних окатишів. **Практична значущість.** З отриманих в роботі результатів визначено, що в якості палива при обпалі окатишів в кількості до 0,5% можливе використання лушпиння соняшнику, шляхом введення його в шихту для виробництва окатишів. Використання інших видів біопалив, з розглянутих у дослідженні, потребує їх попередньої підготовки.

**Ключові слова:** залізородні окатиші, біопалива, огрудкування, міцність на роздавлювання, поверхневі властивості.

**Purpose.** One of the ways to reduce CO<sub>2</sub> emissions from pelletized iron ore production is to use biofuels, which also save more expensive fossil fuels. A particularly cost-effective effect is achieved when biofuels are used in pellet firing, which reduces natural gas consumption. Pellets with the addition of biofuels must meet the minimum requirements for mechanical strength in the wet and dry state for the possibility of further heat treatment, and in the annealed steel - for the possibility of using a blast furnace. The paper considers the peculiarities of using biofuels as solid fuels in the charge for pellet production. The purpose of this study is to determine the possibility of using sunflower husk, wheat straw, wood, and charcoal as solid fuels in pellet charge, namely to determine the effect of adding biofuels on the strength of raw and dry pellets. **Methodology.** Four types of plant-based fuels were selected for the study: sunflower husk, wheat straw, wood, and charcoal. To investigate the possibility of using plant-based fuels in pellet firing, a charge of the following composition was prepared: iron ore concentrate, bentonite, and one of the four types of plant-based fuels under study. The consumption of each biofuel ranged from 0 to 1 %. To reduce the influence of the shape, size, and molding conditions, cylindrical briquettes of the same size were formed from each of the obtained charge samples. The briquettes were formed on a hydraulic press with a force that corresponds to pelletizing pellets on industrial pelletizers. **Findings.** It has been found that the addition of straw causes a significant decrease in pellet strength, which can be explained by the fact that

© Бойко М.М. – к.т.н., доц. УДУНТ  
Єфименко В.В. – аспірант УДУНТ  
Журавльова С.В. – к.т.н., доц. УДУНТ  
Полякова Н.В. – к.т.н., доц. УДУНТ  
Подушко К.А. – аспірант УДУНТ  
Круглов А.М. – аспірант УДУНТ

© Boyko M. – c.t.s., docent USUST  
Yefimenko V. – PhD student at USUST  
Zhuravlova S. – c.t.s., docent USUST  
Polyakova N. – c.t.s., docent USUST  
Podushko K. – PhD student at USUST  
Kruhlov A. – PhD student at USUST



wheat straw has a high concentration of hydrophobic waxes on its surface. These waxes form a hydrophobic layer consisting of a corner coating and wax particles. The hydrophobic waxes create boundaries between the straw particles, which leads to a decrease in pellet strength. The strength characteristics of wet and dry pellets are achieved when sunflower husk is added. When analyzing the properties of sunflower husk, it can be seen that sunflower husk has a lower lignin content compared to woody biomass. Lignin provides a hydrophobic surface that prevents moisture from interacting with cellulose. Instead, the cellulose and hemicellulose content of sunflower husk can generally exceed 80%. Cellulose and hemicellulose contain a significant amount of hydroxyl OH groups, which are hydrophilic groups and can increase the water retention capacity of raw pellets. Charcoal has carbon as its main component, so, like coke and hard coal, it is less wettable with water than iron ore materials and reduces the strength of raw pellets. **Originality.** The mechanism of influence of different types of biomaterials on the strength of raw pellets has been established. The relationship between the composition of the surface layers of biofuels and the possibility of their use in pelletizing iron ore pellets was determined. **Practical value.** From the results obtained in the work, it was determined that sunflower husk can be used as a fuel for pelletizing in an amount of up to 0.5% by introducing it into the charge for the production of pellets. The use of other types of biofuels considered in the study requires their preliminary preparation.

**Keywords:** iron ore pellets, biofuels, pelletization, crushing strength, surface properties.

## Вступ

Виробництво сталі відіграє важливу роль у світовій економіці. Збільшення видобутку залізної руди призводить до зростання витрат енергії на її переробку, що підвищує рівень викидів CO<sub>2</sub> та інших шкідливих речовин [1]. Основними залізородними матеріалами для доменної печі є агломерат і окатиші, що становить до 98% усієї окускованої залізородної сировини. Одним зі шляхів зниження викидів CO<sub>2</sub> при виробництві окускованої залізородної сировини є використання біопалив, які також дозволяють зекономити більш дороге викопне паливо. Особливо економічний ефект досягається при використанні біопалив при обпалі окатишів, що дозволяє зменшити витрату природного газу [2].

Можливі три основні напрямки використання твердого палива для обпалу окатишів[3]:

- 1) шляхом його газифікації повітрям або киснем з одержанням газоподібного палива;
- 2) безпосереднім спалюванням пилоподібного палива в спеціальних виносних топках з отриманням високотемпературних димових газів, а також при спалюванні його в пальниках;
- 3) шляхом добавки твердого палива в шихту для огрудкування.

Окатиші з додаванням біопалива повинні відповідати мінімальним вимогам до механічної міцності в вологому та сухому стані для можливості подальшої термічної обробки, а в обпаленому сталі - для можливості використання доменної печі.

## Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Використання біопалива в металургійних процесах стикається з низкою проблем. Одним з головних є низька теплота згоряння, висока вологість і значна частка летких компонентів у сировинній біомасі, низька температура початку розкладання біомаси, що робить її менш ефективною в порівнянні з традиційним вугіллям. Для вирішення проблеми низької теплоти згоряння необхідна попередня обробка біомаси, зокрема торефікація або піроліз. Після цих процесів вміст фіксованого вуглецю може збільшитися до 50 % і більше, що покращує її придатність для використання [2].

Проблемою летких речовин є те, що під час обпалу леткі речовини, що містяться в біомасі утворюють мікротріщини в окатишах і зменшують холодну міцність окатишів. При обпалі офлюсованих

окатишів ця проблема може вирішуватися при вищих відсотках додавання біомаси завдяки злиттю частинок, але зниження холодної міцності початковому додаванню біомаси залишається помітною проблемою [4]. Використання біомаси, збільшує загальну пористість що обмежує можливий відсоток заміни викопного палива.

Також проблемою збільшення відсотку заміни викопного палива біомасою є те, що палива з вищим вмістом летких речовин можуть передчасно розкладатися, створюючи тріщини в окатишах [5]. Тому важливим є збереження міцності сирих та сухих окатишів.

Додавання біоматеріалів може негативно впливати на процес огрудкування та міцність сирих та сухих окатишів. Поверхня органічних залишків може мати гідрофобні покриття, тому така поверхня не буде змочуватись водою в процесі огрудкування та знизить міцність сирих окатишів [2].

Загалом аналіз досліджень щодо заміни викопного палива при виробництві окатишів паливом рослинного походження показав перспективність цієї технології та необхідність її подальшого розвитку.

## Мета і завдання досліджень

В роботі розглянуто особливості застосування біопалив в якості твердого палива в шихті для виробництва окатишів. Метою даного дослідження є встановлення можливості використання лушпиння соняшника, пшеничної соломи, деревини та деревного вугілля у якості твердого палива в шихті окатишів. Це дасть можливість знизити витрати викопного палива, що має вищу вартість та негативний вплив на довкілля. Перший етап дослідження – визначення впливу додавання біопалив на міцність сирих та сухих окатишів.

## Матеріали та методи дослідження

Для дослідження було обрано чотири види палива рослинного походження що актуальні для умов України: лушпиння соняшника, пшенична солома, тирса (залишки від обробки деревини), а також деревне вугілля. Склад біоматеріалів наведено в таблиці 1. Кожен вид палива рослинного походження був подрібнений до фракції максимальним розміром 0,1 мм. Потім паливо сушилося у сушильній шафі за температурою 105 °C протягом доби. Для дослідження можливості використання палив рослинного походження при обпалі окатишів була підготовлена шихта наступного складу:

залізорудний концентрат, бентоніт, а також один із чотирьох видів палива рослинного походження що досліджується. Склад концентрату та бентоніту наведено в таблиці 2. Витрата кожного з біопалив складала від 0 до 1 %. Зволоження сумішей проводили понад 100 % маси сухих матеріалів, шляхом додавання 5 % води від маси суміші. Бентоніт додавався у кількості 0,5 % у всі види шихти. Для

зменшення впливу форми, розмірів та умов формування з кожного з отриманих зразків шихти були сформовані брикети циліндричної форми з діаметром 10 мм, висотою 10 мм, масою 3,8 грам. Формування брикетів проводили на гідравлічному пресі «МС-1000» зусиллям 1 т/брикет, яке відповідає зусиллям, що отримує окатиш при огрудкуванні на промислових огрудкувачах.

Таблиця 1 - Хімічний склад біоматеріалів, що використовувались у дослідженні

Матеріал	C, %	H, %	N, %	S, %	O, %	Зола, %	Вища теплота згоряння, МДж/кг
Лушпиння соняшнику	45.82	6.32	2.61	0.14	38.31	6.81	19.31
Пшенична солома	46.06	5.00	0.53	0.11	48.30	5	17.60
Тирса	44.75	6.31	1.68	0.05	42.94	0.34	18.3
Деревне вугілля	84.18	2.405	0.8025	0.015	9,1525	3.445	30.0865

Частину отриманих брикетів сушили у сушильній шафі за температури 105 °С протягом двох діб. Міцність сирих брикетів визначали роздавлюванням зразків на вагах, таким же чином визначали міцність сухих брикетів.

Таблиця 2 - Хімічний склад металургійного концентрату та бентоніту

Матеріали	Fe <sub>зар</sub> , %	FeO, %	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , %	SiO <sub>2</sub> , %	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , %	CaO, %	MgO, %	Втрати при прокалюванні, %
Концентрат залізної руди	65.88	28.27	62.71	6.44	0.30	0.17	0.26	1.85
Бентоніт	4,1	0	6,08	62,28	13,56	1,7	1,94	10,34

Міцність сирих брикетів визначали роздавлюванням зразків на вагах, таким же чином визначали міцність сухих брикетів. Для отримання міцності окатишів на основі міцності брикетів була використана експериментальна залежність:

$$F_{ок} = 0.45 \times F_б \quad (1)$$

де  $F_{ок}$  – міцність окатиша,  $F_б$  – міцність брикету.  
Отримана міцність розраховується для окатишів діаметром 12 мм.

### Результати дослідження

Залежність міцності сирих окатишів на роздавлювання від вмісту біопалив наведена на рисунку 1.

На рисунку 2 наведено залежність міцності сухих окатишів на роздавлювання від вмісту біопалив.

В більшості випадків додавання біопалив значно знижує показники міцності як сирих так і сухих окатишів. Найкращі показники міцності окатишів досягнуто при додавання лушпиння соняшнику.

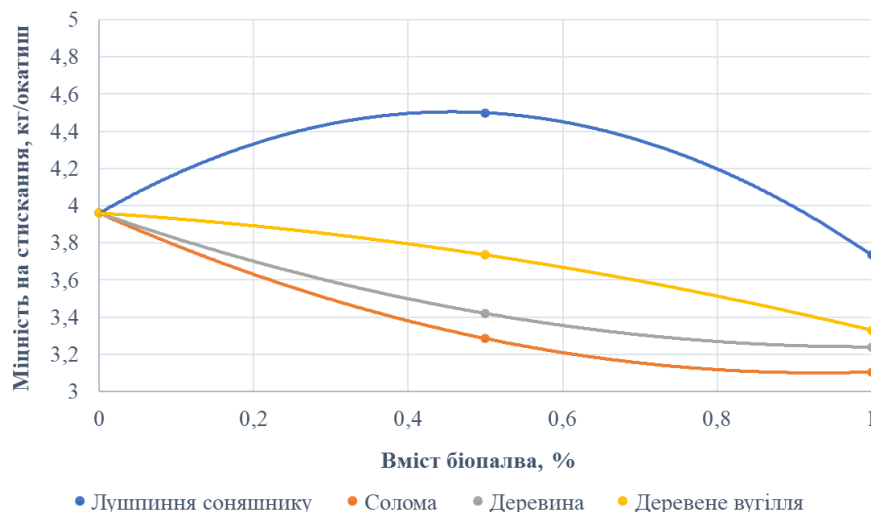


Рисунок 1. - Залежність міцності сирих окатишів на роздавлювання від вмісту біопалив



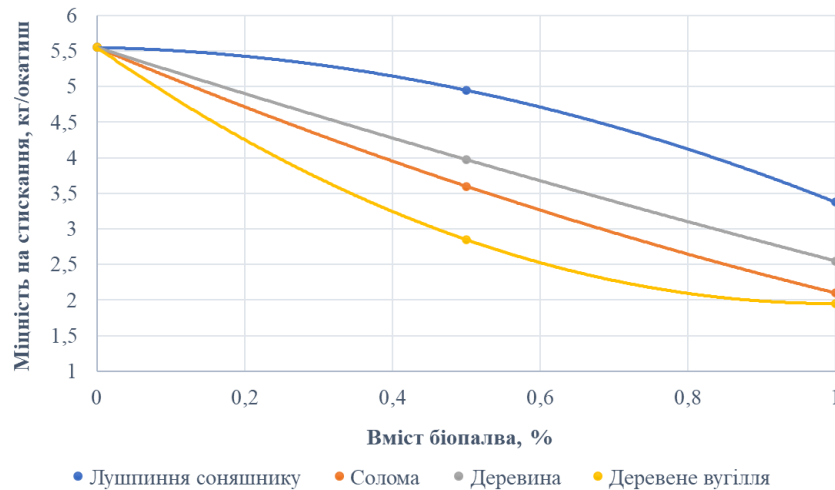


Рисунок 2. - Залежність міцності сухих окатишів на роздавлювання від вмісту біопалив

Введення в шихту лушпиння соняшнику в кількості до 0,5% залишає показники міцності сирих та сухих окатишів на базовому рівні.

#### Обговорення результатів

Отримані залежності відповідають особливостям біоматеріалів. Так зниження міцності окатишів при додаванні соломи можна пояснити тим, що пшенична солома має високу концентрацію гідрофобних восків на своїй поверхні. Ці воски утворюють гідрофобний шар, що складається з кутинового покриття та воскових частинок. Гідрофобні воски створюють межі між частинками соломи, що призводить до зниження міцності окатишів. Ці воскові шари перешкоджають утворенню міцних міжчасткових зв'язків, обмежуючи взаємодію через водневі зв'язки та утворення твердих містків [6]. Можна зробити припущення що саме наявність кутинового покриття стало причиною значного зниження міцності сирих окатишів у порівнянні з іншими біопаливами які не має подібних воскових оболонки. Можливі шляхи подолання такого негативного ефекту є використання дрібніших фракцій, що дозволяє покращити її взаємодію з іншими компонентами суміші та збільшити площу контакту між частинками. Також можна застосовувати різні методи видалення гідрофобних восків із її поверхні.

Найкращі показники міцності сирих та сухих окатишів досягнуті при додаванні лушпиння соняшнику. При аналізі властивостей лушпиння соняшнику можна помітити що лушпиння соняшнику має нижчий вміст лігніну порівняно з деревними видами біомаси, що пояснює різну ефективність застосування таких видів палив у якості компонента шихти окатишів. За даними [7], вміст лігніну у лушпинні соняшнику становить 15,5 %, в той час як вміст лігніну у групі голонасінних дерев, яка становить близько 80 % світового виробництва пиломатеріалів [8], сягає 40 % [9]. Лігнін забезпечує гідрофобну поверхню, яка дозволяє деревам транспортувати воду на висоту і сприяє механічній міцності, яка дозволяє підтримувати велику вагу дерева [10]. Також слід зауважити що окрім того що лігнін є гідрофобною

речовиною сам по собі, складна структура лігніну перешкоджають взаємодії гідрофільних хімікатів із целюлозою [10]. Слід зауважити, що у роботі де спостерігалось підвищення міцності на сирих окатишів з додаванням палива рослинного походження, паливо що додавалось, а саме рисове лушпиння, також має низький відсоток лігніну – 7 % [11].

Натомість вміст целюлози та геміцелюлози у лушпинні соняшнику становить 56,5 % і 28 % відповідно [11]. Целюлоза та геміцелюлоза містять значну кількість гідроксильних ОН груп. Гідроксильні групи є гідрофільними групами і можуть підвищувати водоутримувальну здатність сирих окатишів [12]. Це призводить до збільшення негативного заряду на монтморилоніті та поліпшення його дисперсії, а також зменшення розміру частинок бентоніту та збільшення площі поверхні [13].

Деревинне вугілля має основним компонентом свого складу вуглець, тому як і кокс та кам'яне вугілля, воно, у порівнянні з залізородними матеріалами, гірше змочується водою та знижує міцність сирих окатишів.

#### Висновки

1. В результаті проведення дослідження встановлені закономірності впливу додавання біопалив у шихту на міцність сирих та сухих залізородних окатишів.

2. Встановлено, що додавання пшеничної соломи значно знижує показники міцності сирих і сухих окатишів, що пов'язано з наявністю гідрофобних восків на її поверхні. Для можливості використання соломи при виробництві окатишів необхідна попередня її підготовка з видаленням воскових включень з поверхні.

3. Додавання лушпиння соняшнику у кількості до 0,5% забезпечує міцність сирих і сухих окатишів на допустимому рівні. Це забезпечується наявністю у складі лушпиння значної кількості целюлози та геміцелюлози і низьким вмістом лігніну. Наявність вказаних з'єднань інтенсифікують взаємодію поверхні часточок лушпиння соняшника з водою.

## Перелік посилань

- Muslemani H. et al. Opportunities and challenges for decarbonizing steel production by creating markets for 'green steel' products // *Journal of Cleaner Production*. – 2021. – Т. 315. – С. 128127.
- Kieush L. et al. A comprehensive review of secondary carbon bio-carriers for application in metallurgical processes: utilization of torrefied biomass in steel production // *Metals*. – 2022. – Т. 12. – №. 12. – С. 2005. <https://www.mdpi.com/2075-4701/12/12/2005>
- Sahu S. N., Biswal S. K. Alleviating dependency on fossil fuel by using cow-dung during iron ore pelletization; Assessment of pellet physical and metallurgical properties // *Powder technology*. – 2021. – Т. 381. – С. 401-411. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.12.027>
- Praes G. E. et al. Assessment of iron ore pellets production using two charcoals with different content of materials volatile replacing partially anthracite fines // *Journal of Materials Research and Technology*. – 2019. – Т. 8. – №. 1. – С. 1150-1160. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2018.09.003>
- Tôrres Filho A. et al. Pyrolysis of chromium rich tanning industrial wastes and utilization of carbonized wastes in metallurgical process // *Waste management*. – 2016. – Т. 48. – С. 448-456. <https://doi.org/10.1016/j.wasman.2015.11.046>
- Stelte, W., Clemons, C., Holm, J.K. et al. Fuel Pellets from Wheat Straw: The Effect of Lignin Glass Transition and Surface Waxes on Pelletizing Properties. *Bioenerg. Res.* 5, 450–458 (2012). <https://doi.org/10.1007/s12155-011-9169-8>
- Vassilev S. V. et al. An overview of the organic and inorganic phase composition of biomass // *Fuel*. – 2012. – Т. 94. – С. 1-33. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2011.09.030>
- Howard J. L. US Timber Production, Trade, Consumption, and Price Statistics, 1965-2005. – US Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 2007. – №. 637. [https://books.google.com.ua/books?hl=ru&lr=&id=zB2UzzGl1bsC&oi=fnd&pg=PA1&dq=Timber+Production,+Trade,+Consumption,+and+Price+Statistics&ots=73Z3SShcCx&sig=doXe4Oj\\_JD0uEBIpeKZTbPXLBI4&redir\\_esc=y#v=onepage&q=Timber%20Production%2C%20Trade%2C%20Consumption](https://books.google.com.ua/books?hl=ru&lr=&id=zB2UzzGl1bsC&oi=fnd&pg=PA1&dq=Timber+Production,+Trade,+Consumption,+and+Price+Statistics&ots=73Z3SShcCx&sig=doXe4Oj_JD0uEBIpeKZTbPXLBI4&redir_esc=y#v=onepage&q=Timber%20Production%2C%20Trade%2C%20Consumption)
- Novaes E. et al. Lignin and biomass: a negative correlation for wood formation and lignin content in trees // *Plant physiology*. – 2010. – Т. 154. – №. 2. – С. 555-561 DOI:10.1104/pp.110.161281
- Hua Q. et al. Aqueous dispersions of esterified lignin particles for hydrophobic coatings // *Frontiers in Chemistry*. – 2019. – Т. 7. – С. 515. DOI:10.3389/fchem.2019.00515
- Gupta P. K. et al. An update on overview of cellulose, its structure and applications // *Cellulose*. – 2019. – Т. 201. – №. 9. – С. 84727. DOI:10.5772/intechopen.84727
- Ma Y. et al. A novel polymer-type binder to decrease bentonite dosage during iron ore pelletizing: Performance and mechanisms // *Journal of Materials Research and Technology*. – 2023. – Т. 27. – С. 6900-6911. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.11.134>

## References

- Muslemani, H. et al. (2021). Opportunities and challenges for decarbonizing steel production by creating markets for 'green steel' products. *Journal of Cleaner Production*, 315, 128127
- Kieush, L. et al. (2022). A comprehensive review of secondary carbon bio-carriers for application in metallurgical processes: utilization of torrefied biomass in steel production. *Metals*, 12(12), 2005. <https://doi.org/10.3390/met12122005>
- Sahu, S. N., & Biswal, S. K. (2021). Alleviating dependency on fossil fuel by using cow-dung during iron ore pelletization; Assessment of pellet physical and metallurgical properties. *Powder Technology*, 381, 401-411. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.12.027>
- Praes, G. E. et al. (2019). Assessment of iron ore pellets production using two charcoals with different content of materials volatile replacing partially anthracite fines. *Journal of Materials Research and Technology*, 8(1), 1150-1160. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2018.09.003>
- Tôrres, F. A. et al. (2016). Pyrolysis of chromium rich tanning industrial wastes and utilization of carbonized wastes in metallurgical process. *Waste Management*, 48, 448-456
- Stelte, W. et al. (2012). Fuel pellets from wheat straw: The effect of lignin glass transition and surface waxes on pelletizing properties. *Bioenergy Research*, 5, 450-458
- Vassilev, S. V. et al. (2012). An overview of the organic and inorganic phase composition of biomass. *Fuel*, 94, 1-33. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2011.09.030>
- Howard, J. L. (2007). US Timber Production, Trade, Consumption, and Price Statistics, 1965-2005. US Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 2007. Research Paper FPL-RP-637. <https://surl.lu/ldrhua>
- Novaes, E. et al. (2010). Lignin and biomass: a negative correlation for wood formation and lignin content in trees. *Plant physiology*, 154(2), 555-561. <https://doi.org/10.1104/pp.110.161281>
- Hua, Q. et al. (2019). Aqueous dispersions of esterified lignin particles for hydrophobic coatings. *Frontiers in Chemistry*, 7, 515. <https://doi.org/10.3389/fchem.2019.00515>
- Gupta, P. K., Raghunath, S. S., Prasanna, D. V., Venkat, P., Shree, V., Chithanathan, C., Choudhary, S., Surender, K., & Geetha, K. (2019). An Update on Overview of Cellulose, Its Structure and Applications. In A. R. Pascual & M. E. E. Martín (Eds.), *Cellulose*. IntechOpen. <https://doi.org/10.5772/intechopen.84727>
- Ma Y. et al. (2023). A novel polymer-type binder to decrease bentonite dosage during iron ore pelletizing: Performance and mechanisms. *Journal of Materials Research and Technology*, 27, 6900-6911. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.11.134>

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 09.02.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024

**Радченко Ю.М., Гупало О.В., Єршомін О.О., Грес Л.П., Штацький М.О.**  
**Реконструкція камерної печі періодичної дії**

**Radchenko Yu.M., Gupalo O.V., Yeromin O.O., Gres L.P., Shtatskyi M.O.**  
**Reconstruction of a chamber furnace**

**Мета.** В роботі розглянуто питання реконструкції камерної печі періодичної дії з метою підвищення енергоефективності агрегату. **Методика.** Печ, що розглядається в роботі, працює при постійній температурі в робочій камері, опалюється природним газом та має номінальну продуктивність 100 кг/год. За проектом стіни печі двошарові: вогнетривкий шар 120 мм виконано з шамоту класу Б; теплоізоляційний шар 60 мм – з діатомової цегли. Для дослідження температурних полів та втрат теплоти через футеровку при експлуатації печі авторами розроблено двовимірну математичну модель теплопровідності через плоску стінку для нестационарного температурного стану. **Результати.** З використанням математичної моделі виконано чисельні розрахунки для печі базової конструкції та трьох варіантів реконструкції її футеровки. Реконструкція передбачає заміну цегляної футеровки печі на футеровку, виконану з мулітокремнеземістого волокна МКРВ-340, товщиною 180, 120 та 60 мм, відповідно до варіанту реконструкції, що розглядається. Визначено зміну теплових втрат та розподілу температур в футеровці, обчислено витрати палива та його вартість, що витрачаються на покриття теплових втрат, а також масу та вартість футеровки. **Наукова новизна** роботи полягає у виявленому взаємозв'язку між конструктивними та експлуатаційними показниками печі, а **практична значущість** роботи – в розроблених рекомендаціях щодо вибору раціональної товщини шару футеровки печі із мулітокремнеземістого волокна в залежності від очікуваного терміну експлуатації теплового агрегату.

**Ключові слова:** камерна печ, акумуляція теплоти, вогнетривка футеровка, економія палива.

**Objective.** The paper considers the issue of a chamber furnace reconstruction for improving of their energy efficiency.

**Methods.** The chamber furnace is heated by natural gas and operates at a constant temperature in its working chamber. The nominal capacity of the furnace is 100 kg/h. According to the design, the furnace walls are two-layered: the refractory layer made of chamotte (B class) is 120 mm, and the heat-insulating layer made of diatomite bricks is 60 mm. To study the temperature fields and heat losses through the lining during the operation of the furnace, the authors developed a two-dimensional mathematical model of heat conduction through a flat wall for an unsteady-state temperature condition.

**Findings.** Using the mathematical model, numerical calculations were performed for the furnace of the basic design. It was considered three variants of the furnace lining reconstruction. Three variants of the furnace lining reconstruction were considered, which involved replacing the furnace brick lining with a lining made of ceramic fibre (MKRV-340), whose thickness was 180, 120, and 60 mm according to the number of the reconstruction opinion. As the results of the calculation are the heat losses of lining and the temperature distribution in the lining were determined. That made possible to assess the fuel consumptions which covered heat losses and the fuel costs as well as the weight and cost of the lining. **The scientific novelty** of the work is in the revealed relationship between the design and operational parameters of the furnace, and the **practical value** of the work is in the developed recommendations for choosing a rational thickness of the furnace lining layer of the ceramic fibre, depending on the expected operation life of the furnace.

**Keywords:** chamber furnace, heat accumulation, refractory lining, fuel economy.

### Вступ

Підвищення енергоефективності металургійного обладнання є одним з першочергових завдань промисловості України.

Зниження питомої витрати палива при нагріванні металу в промислових печах можливо завдяки [1]:

оптимізації і раціоналізації режимів нагрівання матеріалів [2-8];

підвищення ефективності роботи пристроїв, що утилізують теплоту продуктів згоряння [9];

зниження теплових втрат з робочого простору печі [10, 11] та інші.

Важливими чинниками при реалізації тих чи інших заходів є якісні, економічні та екологічні показники роботи теплового агрегату: рівномірність та стандартність нагрівання [1], питомі викиди шкідливих речовин та парникових газів до атмосфери, економічний ефект, термін окупності і таке інше. Але вирішальним аргументом для модернізації печі

залишається економічна ефективність запропонованих рішень.

Завданням даної роботи є розробка раціональної конструкції кладки камерної печі для виробництва сталевих відводів з метою зменшення питомого споживання природного газу.

### Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Нагрівальні печі, що широко використовуються в металургії та машинобудуванні України, є енергоємними агрегатами, що обумовлене їх універсальністю з погляду теплової обробки і сортаменту металу. Але вони часто працюють в рамках застарілих технологій і, як правило, фізично зношені.

Зниження загальних обсягів виробництва призвело до того, що підприємства працюють не на повну потужність, або їх робота підпорядковується замовленнями на певний сортамент і об'єм виробництва. В таких умовах робота печей стає циклічною, після деякого часу роботи з проектною

продуктивністю печі переводять на «тихий хід», або ж зовсім зупиняють їх роботу. В таких умовах футеровка печей починає працювати в перехідних режимах, при яких спостерігаються як нагрів футеровки, так і її глибоке охолодження. При цьому, на акумуляцію теплоти футеровкою, витрачається значна частка енергії, від тієї яка виділилася в робочій камері печі від спалювання палива. В подальшому вона розсіюється в навколишнє середовище, що призводить до перевитрати палива на теплову обробку одиниці продукції та додаткового теплового забруднення довкілля.

Вихід з ситуації, що склалася, полягає в реконструкції виробництва, створення нових економічно ефективних і екологічно безпечних технологій.

Одним з ефективних способів скорочення енерговитрат в цих умовах є вдосконалення теплового огорожування печей на основі застосування сучасних вогнетривких матеріалів для футерування [1, 12 – 16].

*Конструкція і робота печі.* Установка для виготовлення сталевих відводів являє собою комбінований агрегат (піч-прес) для нагрівання трубних заготовок з наступною деформацією на оправці. Типовий зовнішній вигляд установки наведено на рисунку 1.

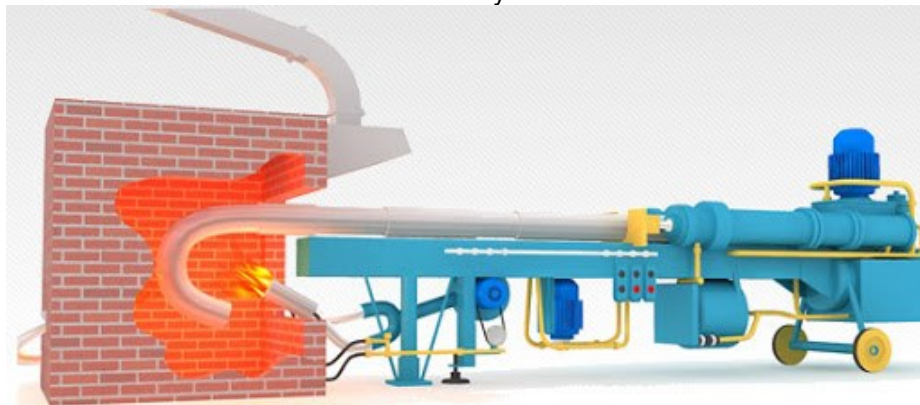


Рис. 1. Типова установка для виготовлення відводів.

Власне піч є прямокутною вогнетривкою камерою, викладеною з шамотної цегли, ізольованою діатомовою цеглою. Трубні заготовки проштовхуються уздовж печі по штанзі, на кінці якої приварена спеціальна оправка у вигляді «рогу». Зусилля для проштовхування та деформації забезпечує спеціальний прес, який натискає на першу з трубок, що нанизані на штангу. Після деформації на оправці, готовий відвід крізь вікно видачі випадає з робочого простору печі, в той час, як наступна заготовка нанизується на штангу з боку пресу.

Піч працює в сталому тепловому режимі, тобто в робочому просторі підтримується постійна

температура, що забезпечує можливість проведення процесу деформації труби на оправці. Для виготовлення відводів з вуглецевої сталі ця температура складає 850 °С.

Піч опалюється природним газом, що спалюється в двохпроводному пальнику низького тиску, який розташований в торцевій стіні печі. Повітря для горіння палива подається за допомогою вентилятора. Видалення продуктів горіння з печі здійснюється через вікно посади, над яким розташований вентиляційний короб, з'єднаний із димовою трубою. Загальна характеристика печі наведена у таблиці 1.

Таблиця 1. Загальна характеристика печі.

Найменування	Од. вимір.	Показник
Довжина робочого простору	мм	1000
Ширина робочого простору	мм	400
Висота робочого простору	мм	1500
Паливо	природний газ	
Коефіцієнт використання палива	0,62	
Сортамент труб	мм	48,0...108,0×3,0...3,5
Температура труб при деформації	°С	850
Спосіб нагріву	відкритий нагрів продуктами згорання	
Тип опалювальних пристроїв	двохпроводний пальник	
Пристрій для підігрівання повітря	відсутній	
Максимальна продуктивність	кг/г	100,00

В сучасних умовах піч працює кожен день в одну зміну. Як впливає з досвіду експлуатації печі,

температура на внутрішній поверхні кладки досить швидко зростає до робочої (850 °С), а після



завершення роботи – піч охолоджується до наступного ранку природним шляхом.

Відомо, що кількість теплоти, яка акумулюється кладкою печі, визначається природою матеріалу, з якого вона побудована, його теплоємністю і товщиною.

У печі існуючої конструкції кладка виконана двошаровою. Для будівництва вогнетривкого шару використано шамотну цеглу класу Б, товщиною 120 мм, а для теплоізоляційного шару – діатомова цегла, товщиною 60 мм.

Шамот (марок ША, ШБ та ШВ) відноситься до алюмосилікатних вогнетривів, які містять окрім  $\text{SiO}_2$  до 45%  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Основною складовою шихти для виробництва шамотних вогнетривів є каолінит  $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$  [16]. Вогнетривкість шамотної цегли складає  $T_{\text{огн}} = 1580 \dots 1750$  °С (не менше 1730 °С – ША, 1670 °С – ШБ, 1580 °С – ШВ). Температура початку деформації у шамоту низька (1170–1400 °С), проте, температурний інтервал між початком і кінцем деформації порівняно великий (200 °С і більше). Таким чином, гранична робоча температура складає  $T_{\text{раб}} = 1200 \dots 1400$  °С. Термостійкість шамоту висока і залежить від складу і способу його виготовлення. При пластичному формуванні виробів вона складає 6 – 12 теплзмін, а при напівсухому пресуванні досягає 50 теплзмін.

Шамотні вироби, що містять кислий оксид  $\text{SiO}_2$  і амфотерний  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , є напівкислими вогнетривами і при високих температурах піддаються руйнівній дії основних шлаків, у тому числі і окалини, при контакті з якими утворюється легкоплавкі з'єднання.

За наявності водню в атмосфері печі шамотні вироби руйнуються внаслідок взаємодії їх з  $\text{SiO}_2$  і домішками  $\text{Na}_2\text{O}$ ,  $\text{TiO}_2$ ,  $\text{MgO}$ .

Завдяки поширеності початкової сировини і порівняно низькій вартості виробництва при досить високій якості виробів шамотні вогнетриви широко використовуються при будівнанні камерних нагрівальних печей.

При температурах до 1350 °С вони застосовуються для будівництва стін і склепіння нагрівальних печей, де служать протягом 2 – 3 років. Для футерування подин, із-за можливого контакту з окалиною, шамот застосовувати не можна. Відомо, що термічні печі можуть бути цілком виконані з шамоту і працюють без ремонту від 5 до 15 років [17].

Згідно тепловому режиму (див. таблицю 1), температура в печі не перевищує 850 °С. В цих умовах можливо використання легшого і менш теплоємного матеріалу ніж шамотна цегла класу Б. Зокрема, необхідними якостями володіють волокнисті вогнетриви (рисунок 2), які виробляються на основі вогнетривкого волокна мулітокремнеземістого складу [14, 15]. Вони характеризуються надзвичайними властивостями, зокрема: плита теплоізоляційна МКРП-340 може довгий час використовуватися при температурах 1150 °С, має щільність до 340  $\text{кг}/\text{м}^3$ , теплоємність 1,047  $\text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$  і коефіцієнт теплопровідності 0,23  $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ ; теплоізоляційні плити ШПГТ-450 мають температура застосування до 1260 °С, щільність 450  $\text{кг}/\text{м}^3$ , теплоємність 1,047  $\text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$  і коефіцієнт теплопровідності 0,28  $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ ; блоки вогнетривкі МКРФ-1 мають температуру тривалого застосування 1200 °С, щільність від 130 до 200  $\text{кг}/\text{м}^3$ , теплоємність 1,047  $\text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$  і коефіцієнт теплопровідності 0,16  $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$  [13].



а) МКРП-340



б) ШПГТ-450

Рис. 2. Зовнішній вигляд волокнистих вогнетривких виробів.

Завдяки своїм теплофізичним характеристикам, вони дозволяють значно покращити показники різноманітного теплотехнічного устаткування. Так, в роботі [12] наголошується, що вживання волокнистих матеріалів для футерування печей дозволяє в порівнянні з цегельною кладкою знизити теплові втрати через футеровку на 20 – 30 %, скоротити у декілька разів час розігрівання печі, отримати економію енергії до 45 % в умовах періодичних зупинок печей. В той же час, до недоліків футеровок з волокнистих матеріалів можна віднести досить високу вартість, особливі вимоги до організації руху пічних газів (а саме обмеження за швидкістю руху

газів вздовж поверхні футеровки) та відносно низьку механічну міцність.

В роботі [13] проаналізовано економічну ефективність вживання футеровок з волокнистих матеріалів в камерних печах періодичної дії. Показано, що заміна традиційної кладки доцільна у випадку, коли піч перед завантаженням чергової садки охолоджується нижче температури 500 °С. Але відзначається, що у будь-якому випадку, остаточне рішення щодо заміни матеріалу футеровки необхідно приймати з урахуванням конкретних умов експлуатації технологічного обладнання та особливостей технологічного процесу виробництва.



Питання про вибір матеріалу та товщини кладки зазвичай вирішується з урахуванням теплового режиму роботи печі. Якщо подину, стіни і склепіння печі зробити невеликої товщини, то це приведе до великих втрат теплоти в навколишнє середовище і, крім того, будівельна міцність печі може виявитися недостатньою. При великій товщині кладки втрати теплоти будуть невеликими, але вартість печі зростає. Крім того, якщо піч працює періодично, то окрім теплоти, яка втрачається через кладку теплопровідністю, потрібно брати до уваги і теплоту, що витрачається на розігрівання кладки, яка встигає охолоджуватися.

При періодичних коливаннях температури в печі, найістотніше змінюється температура на внутрішній поверхні кладки. При цьому, через теплову інерцію шару цегли, в глибинних шарах кладки температура може практично не змінюватися.

Свого часу, в інженерних розрахунках товщину прогрітого (охолодженого) шару кладки зазвичай визначають за допомогою емпіричних формул [17]. В сучасних умовах розвитку обчислювальної

$$C \cdot \frac{\partial t(x, y, \tau)}{\partial \tau} = \lambda \left( \frac{\partial^2 t(x, y, \tau)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t(x, y, \tau)}{\partial y^2} \right), \quad (1)$$

де  $C$  – питома теплоємність матеріалу кладки, Дж/(м<sup>3</sup>·К);  $\lambda$  – теплопровідність матеріалу, Вт/(м·К);  $x, y$  – просторові координати, м;  $\tau$  – час процесу, с.

Перехід від системи диференціальних рівнянь до системи алгебраїчних виконано за методом теплового балансу розрахункового вузла [18].

$$t_{i,j}^{k+1} = t_{i,j}^k + \frac{\Delta Fo_{i,j}}{\lambda_{i,j}} \cdot \left( 2t_n \cdot \alpha_{\Sigma} \cdot \Delta + t_{i-1,j}^k \cdot \frac{2\lambda_{i-1,j} \cdot \lambda_{i,j}}{\lambda_{i-1,j} + \lambda_{i,j}} + t_{i+1,j}^k \cdot \frac{2\lambda_{i+1,j} \cdot \lambda_{i,j}}{\lambda_{i+1,j} + \lambda_{i,j}} + \right. \\ \left. 2t_{i,j+1}^k \cdot \frac{2\lambda_{i,j+1} \cdot \lambda_{i,j}}{\lambda_{i,j+1} + \lambda_{i,j}} - t_{i,j}^k \cdot \left( 2\alpha_{\Sigma} \cdot \Delta + \frac{2\lambda_{i-1,j} \cdot \lambda_{i,j}}{\lambda_{i-1,j} + \lambda_{i,j}} + \frac{2\lambda_{i+1,j} \cdot \lambda_{i,j}}{\lambda_{i+1,j} + \lambda_{i,j}} + 2 \frac{2\lambda_{i,j+1} \cdot \lambda_{i,j}}{\lambda_{i,j+1} + \lambda_{i,j}} \right) \right) \quad (2)$$

де  $t_{i,j}^{k+1}$  – температура вузла, °С;  $k$  – номер вузла по часу;  $i$  – номер вузла по координаті  $x$ ;  $j$  – номер вузла по координаті  $y$ ;  $\Delta$  – крок по координаті, м;  $\alpha_{\Sigma}$  – сумарний коефіцієнт тепловіддачі, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $\Delta Fo_{i,j}$  – аналог числа Фур'є вузла  $i,j$ .

$$\Delta Fo_{i,j} = \frac{\lambda_{i,j} \cdot \Delta \tau}{C_{i,j} \cdot \Delta^2}, \quad (3)$$

тут  $\Delta \tau$  – крок по часу, с;  $\lambda_{i,j}$  – коефіцієнт теплопровідності вузла  $i,j$ , Вт/(м·К);  $C_{i,j}$  – питома теплоємність матеріалу вузла  $i,j$ , Дж/(м<sup>3</sup>·К).

По розробленій математичній моделі була складена комп'ютерна програма.

Розрахунки виконували на рівномірній сітці по явній схемі, дотримуючись умови сталості  $\Delta Fo \leq 1/(2 \cdot \Delta Bi + 4)$ . Обчислення виконували за

техніки такий підхід занадто архаїчний. Також, слід враховувати те, що відомі емпіричні формули було отримано для певного типу печей та матеріалів, з яких вони будувалися за тих часів. Тому слід спиратися на сучасні наукові методи технічної теплофізики, а саме чисельні рішення диференціальних рівнянь теплопровідності.

### Методи дослідження

Як вже зазначалось, відомі інженерні методики дозволяють визначити кількості теплоти, яку акумулювала кладка, або товщину прогрітого шару кладки. Але вони дають узагальнені результати та не враховують особливості конкретної печі. У зв'язку з цим, в роботі був використаний чисельний метод розрахунку теплопровідності кладки [8], який дозволяє детально визначити розподіл температур по товщині стінок та кількість теплоти, що кладка накопичила.

Теплообмін у кладці визначається двохмірним диференціальним рівнянням теплопровідності:

Згідно методу, записували тепловий баланс розрахункового об'єму, що припадає на даний вузол. Зокрема, при граничних умовах третього роду, для точки, що знаходиться на поверхні кладки, отримали:

умов, доки не з'являлись ознаки циклічних коливань температур кладки у часі.

Втрати теплоти від зовнішньої поверхні печі та тепло, що акумульовано футеровкою, розраховували на основі визначеного розподілу температури в кладці.

### Результати досліджень та їх обговорення

За допомогою комп'ютерної програми, що розроблена авторами, виконано серію розрахунків.

#### Розрахунки втрат теплоти кладкою існуючої печі.

Для базових умов роботи (120 мм – вогнетрив, 60 мм – теплова ізоляція), визначили розподіл температури в кладці, кількість теплоти, що акумульована кладкою, та втрати теплоти до навколишнього середовища.

Температурна діаграма розігрівання бічної стіни печі (на вісі симетрії) представлена на рис. 4.

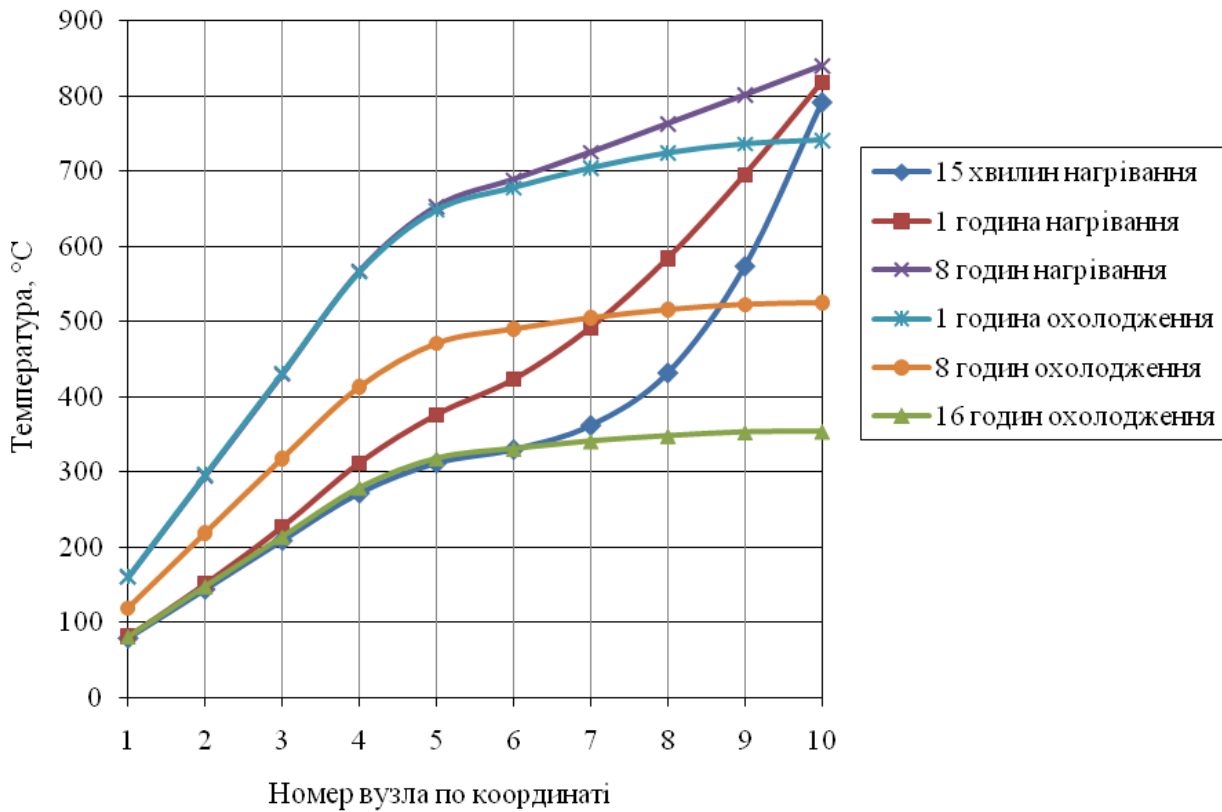


Рис. 4. Температурна діаграма розігріву /охолодження бокової стінки з цегли.

Розрахунки показали, що піч виходить на сталий циклічний режим роботи починаючи з третьої доби тижня. Тобто кожного ранку піч знаходиться у теплом стані. Температура поверхні кладки з середини – на рівні 350 – 360 °С, а з зовні – 80 – 85 °С. У той же час, за дві неробочі доби (субота та неділя) піч повністю охолоджується.

Підрахунок теплових втрат за робочу зміну (8 годин) показав, що втрати теплоти теплопровідністю через кладку складають 37,4 МДж, а теплота, що акумулюється кладкою досягає 126,9 МДж. До початку нової робочої зміни, ця акумульована теплота продовжує втрачатися у повітря цеху в кількості 72,6 МДж.

Для компенсації цих витрат потрібно спалювати природного газу:

$$b = \frac{Q_{\text{сум}}}{\eta \cdot Q_n^p} = \frac{164,3 \cdot 10^6}{0,62 \cdot 34,5 \cdot 10^6} = 30,73 \text{ м}^3,$$

де  $Q_{\text{сум}} = 164,3 \cdot 10^6$  МДж – сумірні втрати теплоти кладкою печі;  $\eta = 0,62$  – коефіцієнт використання

палива в печі;  $Q_n^p = 34,5 \cdot 10^6$  Дж/м<sup>3</sup> - теплота згоряння природного газу.

#### Розрахунки втрат теплоти кладкою печі по проектним варіантам

При виборі матеріалу для футерування печі спиралась на рекомендації виробників сучасних вогнетривких матеріалів.

Спочатку розраховували варіант, для якого була обрана плита теплоізоляційна МКРП-340 товщиною 180 мм (три шари по 60 мм). По першому варіанту геометрія печі не змінюється, як зовні, так і з середини.

Потім, враховуючи технічну характеристику матеріалу та спираючись на попередні результати розрахунків, обчислили ще два варіанти, для яких прийняли товщину плити 120 мм та 60 мм.

В такому випадку, при незмінних зовнішніх розмірах печі, децю зростають габарити її внутрішньої камери. Користь такого рішення в тому, що збільшення внутрішніх розмірів зменшить вірогідність пошкодження кладки при аварійній ситуації.

Розподіл температур по товщині стінки під час її розігріву та охолодження наведено на рис. 6.

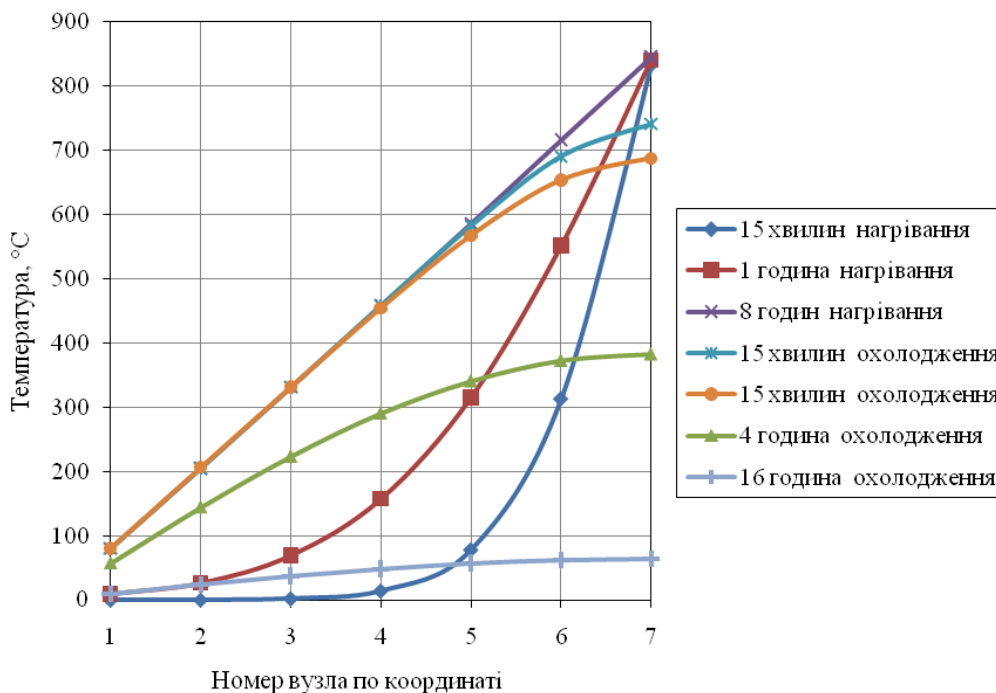


Рис. 6. Температурна діаграма розігріву та охолодження бокової стінки (1-й варіант МКРП-340 180 мм).

Футеровка з МКРП-340 (товщина 180 мм) працює в сталому циклічному режимі з першої робочої доби. Температура поверхонь кладки в кінці робочої зміни складає: зовні – 80 – 85 °С, з середини – 840 – 845 °С. За вихідні – також повністю вихолодає.

Зменшення товщини шару МКРП призводить до суттєвого підвищення теплових втрат

теплопровідності, при відносно незначному скороченні кількості акумульованої теплоти. Крім того, значно зростає температура зовнішніх поверхонь. Для стін товщиною 60 мм – ця температура сягає 200 – 205 °С, що неприпустимо за умов техніки безпеки.

Узагальнені дані за варіантами, що розглядаються, представлено на рис. 7, 8 та в таблиці 2.

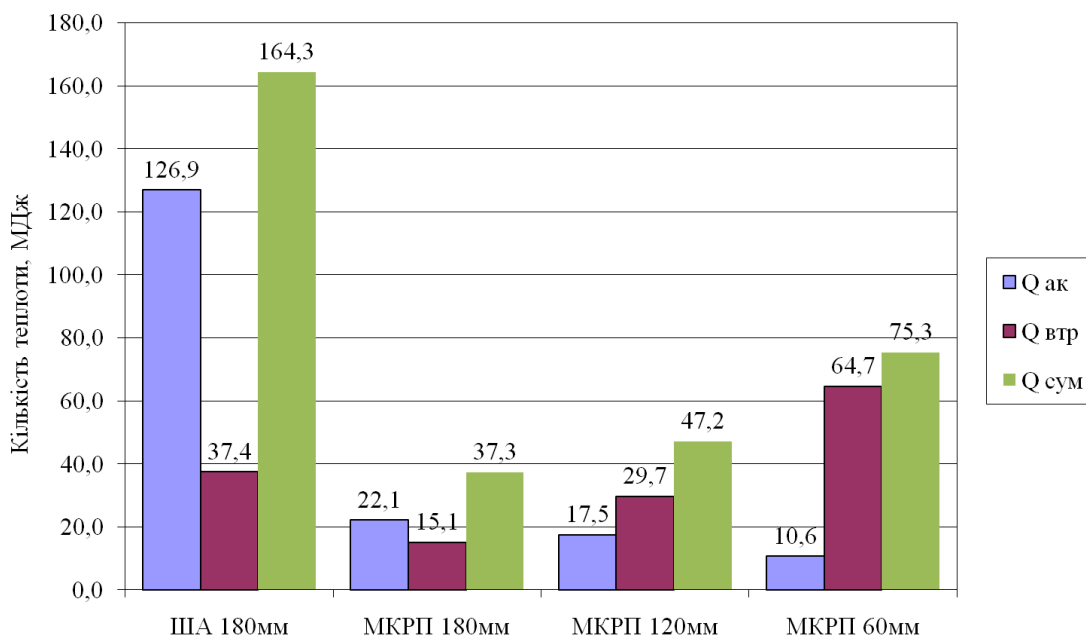


Рис. 7. Добові втрати теплоти піччю для базової та реконструйованої футеровок: Qак – кількість теплоти, акумульована футеровкою; Qвтр – втрати теплоти теплопровідністю; Qсум – сумарні теплові втрати футерівкою.

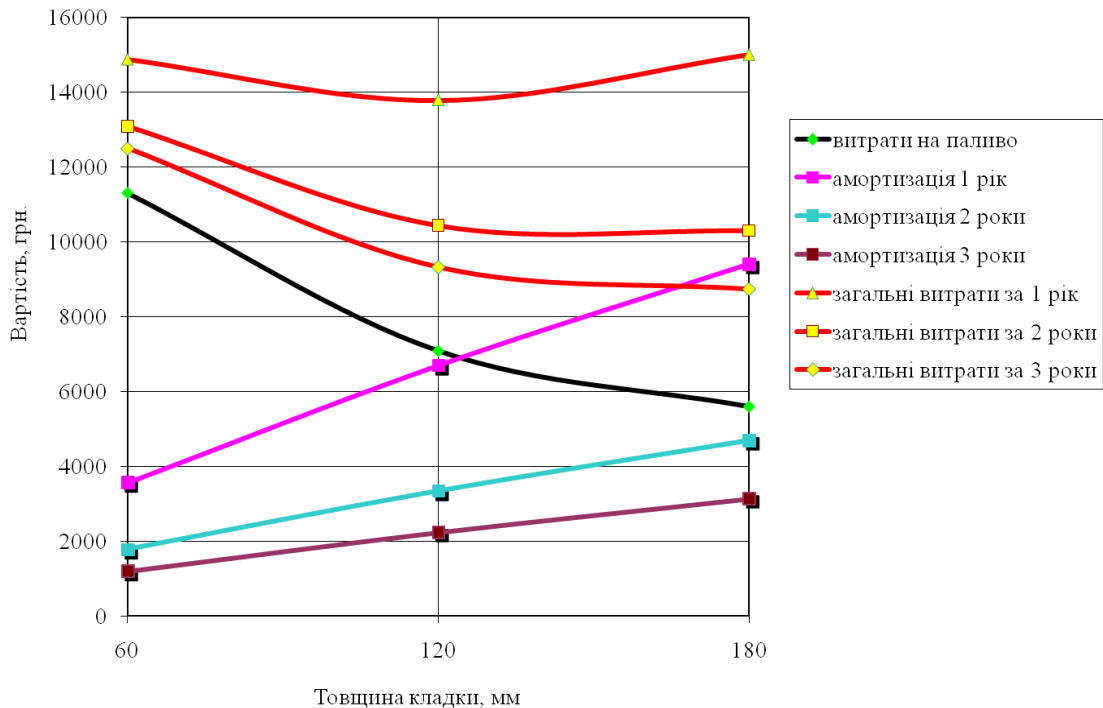


Рис. 8. Загальні витрати на холостий хід печі.

Таблиця 2. Показники роботи печі за варіантами, що розглядаються.

Варіант	Кількість газу на покриття добоових втрат теплоти, м <sup>3</sup> /добу	Річний обсяг спожитого газу, м <sup>3</sup> /рік	Вартість спожитого газу, грн/рік	Маса кладки печі, кг	Вартість вогнетривів, грн./т	Вартість матеріалу кладки, грн.
ША 180 мм	19,054	2743,73	24693,6	860,0	8000,0	6880,0
МКРП 180 мм	4,322	622,37	5601,3	215,4	43644,0	9402,0
МКРП 120 мм	5,473	788,17	7093,5	153,4	43644,0	6695,0
МКРП 60 мм	8,732	1257,36	11316,3	81,6	43644,0	3561,0

Аналіз результатів свідчить, що заміна кладки з цегли на футеровку з плити МКРП-340 економічно доцільна в усіх випадках. Проте, на вибір раціонального варіанту впливає очікуваний термін служби печі. Так з графіка 8 випливає, що при кампанії печі більше трьох років, збільшення товщини стін зверх 180 мм знижує загальні витрати на покриття збитків холостого ходу печі. При кампанії до двох років, збільшення товщини стін зверх 120 мм не дає будь якого помітного ефекту. При терміні служби футеровки в один рік – спостерігається чіткий мінімум витрат при товщині кладки в 120 мм.

В той же час слід зазначити, що картина може змінюватися при змінах тривалості робочого часу, вартості матеріалів і, головним чином, вартості природного газу.

### Висновки

Зменшення питомих витрат палива при нагріванні металу в камерних печах можливо за рахунок зниження теплових втрат робочого простору.

Аналіз теплової роботи печі показав, що вона експлуатується в циклічному режимі. Це пов'язано з неповним завантаженням підприємства замовленнями на постачання трубної продукції.

Циклічний режим роботи печі приводить до збільшення впливу теплоти, що акумулюється кладкою, на показники її роботи.

Проаналізовано можливість повної заміни футеровки печі. Оскільки температура в робочій камері печі не перевищує 850 °С, то замість цегли марки ШБ та теплоізоляції з діатому, запропоновано використання вогнетривкого плитового матеріалу МКРП-340, що володіє необхідними робочими властивостями.

Заміна кладки з цегли на футеровку з плити МКРП-340 економічно доцільна в усіх випадках. Проте, на вибір раціонального варіанту впливає термін служби футерування печі.

При кампанії печі більше трьох років, збільшення товщини стін з МКРП-340 веде до зниження загальних витрат на покриття збитків холостого ходу печі. При кампанії до двох років, збільшення товщини стін зверх 120 мм не дає будь якого помітного ефекту. При строку служби футеровки в один рік – спостерігається чіткий мінімум витрат при товщині кладки в 120 мм.

Картина може змінюватися при змінах тривалості робочого часу, вартості матеріалів і, головним чином, вартості природного газу.

## Перелік посилань

1. Ясногор В. И., Ерёмин А. О., Гупало О. В., Матухно О. В. Конструирование нагревательных печей нового поколения. *Energetické procesy 2017 : Zborník vedeckých prác*. Košice, 2017. P. 153–160
2. Ginkul S. I., Biryukov A. B., Ivanova A. A., Gnitiiev P. A. Predictive mathematical model of the process of metal heating in walking-beam furnaces. *Metallurgist*. 2018. Vol. 62. P. 15–21. <https://doi.org/10.1007/s11015-018-0619-9>
3. Varga A., Kizek J., Rimár M., Fedák M., Čorný I., Lukáč L. Modeling of heat flux in a heating furnace. *Computation*. 2023. Vol. 11. No. 7, 144. <https://doi.org/10.3390/computation11070144>
4. Huang H., Zheng Z., Yao J., Zhang L., Bu S., Xu F., Xu W., Ding H. The quantitative study on the influence of operating parameters upon thermal performance of heating furnace. *ASME. J. Thermal Sci. Eng. Appl.* February 2023. Vol. 15. No. 2, 021001. <https://doi.org/10.1115/1.4055768>
5. Andreev S. System of energy-saving optimal control of metal heating process in heat treatment furnaces of rolling mills. *Machines*. 2019. Vol. 7. No. 3, 60. <https://doi.org/10.3390/machines7030060>
6. Bao Q., Zhang S., Guo J., Zhengguang X., Zhenquan Z. Modeling of dynamic data-driven approach for the distributed steel rolling heating furnace temperature field. *Neural Comput & Applic.* 2022. Vol. 34, 8959-8975. <https://doi.org/10.1007/s00521-022-06917-y>
7. Bao Q., Zhang S., Guo J., Ding D., Zhang Z. Hierarchical structure optimal setting approach for production indexes of the rolling heating furnace temperature field. *Journal of Intelligent & Fuzzy Systems*. 2023. Vol. 45. No. 1. P. 1663-1681. <https://doi.org/10.3233/JIFS-223441>
8. Rimar M., Kulikov A., Fedak M., Yeromin O., Sukhyi K., Gupalo O., Belyanovskaya E., Berta R., Smajda M., Ratnayake M. R. Mathematical model of a heating furnace implemented with volumetric fuel combustion. *Processes*. 2020. Vol. 8. No. 4, 469. <https://doi.org/10.3390/pr8040469>
9. Soroka B. Novel trends of development and perfection the modern heat exchangers. *Energy Technologies & Resource Saving*. 2024. Vol. 80. No. 2. P. 54-65. <https://doi.org/10.33070/etars.2.2019.07>
10. Wang Sz., Gu J., Miao W., Cheng Gl., Liu Kq., Fang Mh., Huang Ch. Heat transfer analysis of several industrial furnace lining refractory structures. *Rare Metal Materials And Engineering*. 2009. Vol. 38. P. 1259-1262
11. Kostur K. Mathematical model for optimisation of a thicknesses of furnace lining. 18th International Carpathian Control Conference (ICCC), Sinaia, Romania, May 28-31, 2017. P. 52-57
12. Губинский В. И., Згура А. А., Красин А. В. Опыт применения волокнистых материалов для футеровки печей трубного производства. *Металлургическая теплотехника : сб. науч. трудов НМетАУ*. Т. 9. Днепропетровск : НМетАУ, 2003. 197 с.
13. Еремин А. О., Шемет Т. Н., Еремина О. Л. Энергосбережение в термических камерных печах с глубоким охлаждением кладки между нагревами металла. *Металлургическая теплотехника : сб. науч. трудов НМетАУ*. Днепропетровск : ЧП Грек О.С., 2006. 364 с.
14. ЧП «НПКФ «Энергоресурс», г. Запорожье. URL: [www.enresurs.com](http://www.enresurs.com)
15. Industrial furnace lining. Web-site of ТОВ "Інвентум Україна". URL: <https://inventum.com.ua/en/futerovka-pechi.html>
16. Gupalo O., Yeromin O., Kabakova L., Kulikov A., Sukhyi M., Romanko Y. Study of the efficiency of using renewable hydrogen in heating equipment to reduce carbon dioxide emissions. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 2023. Vol. 1156, 012035. <https://doi.org/10.1088/1755-1315/1156/1/012035>
17. *Металлургические печи : Теория и расчеты / Губинский В. И., Тимошпольский В. И., Ольшанский В. М. та інш.* Минск : Белорусская наука. В 2-х т. Т. 2. 2007. 832 с.
18. Бровкин В. Л. Численные методы в инженерных расчетах. Днепропетровск : НМетАУ, 2014. 108 с.

## References

1. Iasnogor, V. I., Eremin, A. O., Gupalo, O. V., & Matukhno, O. V. (2017). Konstruirovaniye Nagrevatelnykh Pechei Novogo Pokoleniia. *Energetické Procesy 2017*. Košice, 153–160
2. Ginkul, S. I., Biryukov, A. B., Ivanova, A. A., & Gnitiiev, P. A. (2018). Predictive Mathematical Model of the Process of Metal Heating in Walking-Beam Furnaces. *Metallurgist*, 62, 15–21. <https://doi.org/10.1007/s11015-018-0619-9>
3. Varga, A., Kizek, J., Rimár, M., Fedák, M., Čorný, I., & Lukáč, L. (2023). Modeling of Heat Flux in a Heating Furnace. *Computation*, 11 (7), 144. <https://doi.org/10.3390/computation11070144>
4. Huang, H., Zheng, Z., Yao, J., Zhang, L., Bu, S., Xu, F., Xu, W., & Ding, H. (2023). The Quantitative Study on the Influence of Operating Parameters Upon Thermal Performance of Heating Furnace. *ASME. J. Thermal Sci. Eng. Appl.* 15 (2), 021001. <https://doi.org/10.1115/1.4055768>
5. Andreev, S. (2019). System of Energy-Saving Optimal Control of Metal Heating Process in Heat Treatment Furnaces of Rolling Mills. *Machines*, 7 (3), 60. <https://doi.org/10.3390/machines7030060>
6. Bao, Q., Zhang, S., Guo, J., Zhengguang, X., & Zhenquan, Z. (2022). Modeling of Dynamic Data-driven Approach for the Distributed Steel Rolling Heating Furnace Temperature Field. *Neural. Comput. & Applic.* 34, 8959–8975 (2022). <https://doi.org/10.1007/s00521-022-06917-y>
7. Bao, Q., Zhang, S., Guo, J., Ding, D., & Zhang, Zh. (2023). Hierarchical Structure Optimal Setting Approach for Production Indexes of the Rolling Heating Furnace Temperature Field. *Journal of Intelligent & Fuzzy Systems*, 45 (1), 1663-1681, 2023. <https://doi.org/10.3233/JIFS-223441>
8. Rimar, M., Kulikov, A., Fedak, M., Yeromin, O., Sukhyi, K., Gupalo, O., Belyanovskaya, E., Berta, R., Smajda, M., & Ratnayake, M. R. (2020). Mathematical Model of a Heating Furnace Implemented with Volumetric Fuel Combustion. *Processes*, 8 (4), 469. <https://doi.org/10.3390/pr8040469>
9. Soroka, B. (2024). Novel Trends of Development and Perfection the Modern Heat Exchangers. *Energy Technologies & Resource Saving.*, 80 (2), 54-65. <https://doi.org/10.33070/etars.2.2019.07>
10. Wang, Sz., Gu, J., Miao, W., Cheng, Gl., Liu, Kq., Fang, Mh., & Huang, Ch. (2009). Heat Transfer Analysis of Several Industrial Furnace Lining Refractory Structures. *Rare Metal Materials and Engineering*, 38, 1259-1262.



11. Kostur, K. (2017). Mathematical Model for Optimisation of a Thicknesses of Furnace Lining. 18th International Carpathian Control Conference (ICCC), Sinaia, Romania, May 28-31, 2017, 52-57
12. Gubinskii, V. I., Zgura, A. A., & Krasin, A. V. (2003). Opyt primeneniia voloknistykh materialov dlia futerovki pechei trubnogo proizvodstva. Metallurgicheskaiia teplotekhnika. Sbornik nauchnykh trudov NMeTAU, Vol. 9. Dnepropetrovsk: NMeTAU
13. Eremin, A. O., Shemet, T. N., & Eremina, O. L. (2006). Ehnergoberezhenie v termicheskikh kamernykh pechakh s glubokim okhlazhdeniem kladki mezhdru nagrevami metalla. Metallurgicheskaiia teplotekhnika. Sbornik nauchnykh trudov NMeTAU. Dnepropetrovsk: ChP Grek O.S.
14. CHP "NPKF "EhnergoresurS", Zaporozhe. Retrieved from <http://www.enresurs.com>
15. Industrial furnace lining. Web-site of "Inventum" company. URL: <https://inventum.com.ua/en/futerovka-pechi.html>
16. Gupalo O., Yeromin O., Kabakova L., Kulikov A., Sukhyi M., & Romanko Y. (2023). Study of the Efficiency of Using Renewable Hydrogen in Heating Equipment to Reduce Carbon Dioxide Emissions. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 1156, 012035. <https://doi.org/10.1088/1755-1315/1156/1/012035>
17. Gubinskii, V. I., Timoshpolskii, V. I., Olshanskii, V. M. et al. (2007). Metallurgicheskie pechi : Teoriia i raschety. Minsk : Belorusskaia nauka. Vol. 2
18. Brovkin, V. L. (2014). Chislennye metody v inzhenernykh raschetakh. Dnepropetrovsk: NMeTAU

*Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 20.02.2024*

*Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024*

*Білодіденко С.В., Мазур І.А., Добряк В.Д., Угрюмов Ю.Д., Угрюмов Д.Ю.*  
**Моделювання нових процесів підготовки гільз перед прокаткою**

*Bilodidenko S.V., Mazur I.A., Dobriak V.D., Uhriumov Yu.D., Uhriumov D.Yu.*  
**Modeling new processes for preparing sleeves before rolling**

**Метою даної роботи** є розробка нових технологічних процесів підготовки кінців гільз на дорні перед прокаткою на пілігримовому трубопрокатному стані.

**Методика.** В роботі вирішена задача підготовки кінців гільз в лінії зарядки в них дорнів, котра здійснюється на діючій дільниці пілігримового стану.

**Результати.** Для визначення енергосилових параметрів зусилля заправного преса при підготовці заднього кінця гільзи використано метод ліній ковзання, за допомогою якого були розраховані зміни зусилля роздачі заднього кінця гільзи конічним пояском дорна з урахуванням глибини його введення.

**Наукова новизна.** Це дозволяє назначити робочу довжину конічного пояса дорна при вибраній його конусності з урахуванням можливостей гідроциліндра заправного преса.

**Практична значущість.** Запропонована технологія підготовки кінців гільз на дорні перед пілігримовою прокаткою дозволяє знизити різностінність гільз та труб за рахунок концентричного розташування гільзи на дорні в процесі прокатки.

**Ключові слова:** моделювання, труба, гільза, дорн, стан пілігримовий, зарядка позастановова, метод ліній ковзання, різностінність, зусилля заряджання, прес обтискний, прес заправний.

**The purpose of this work** is to develop new technological processes for preparing the ends of sleeves on a mandrel before rolling on a pilgrim tube rolling mill.

**Methodology.** The work solves the problem of preparing the ends of the sleeves in the line for loading mandrels into them, which is carried out on the operating section of the pilgrim mill.

**Findings.** To determine the energy-power parameters of the loading press force during the preparation of the rear end of the sleeve, the sliding line method was used, with the help of which changes in the force of distributing the rear end of the sleeve by the conical belt of the mandrel were calculated, taking into account the depth of its insertion.

**Originality.** This allows you to determine the working length of the conical mandrel belt with its selected taper, taking into account the capabilities of the hydraulic cylinder of the filling press.

**Practical value.** The proposed technology for preparing the ends of sleeves on the mandrel before pilgrim rolling allows reducing the unevenness of sleeves and pipes due to the concentric arrangement of the sleeve on the mandrel during the rolling process.

**Key words:** modeling, pipe, sleeve, mandrel, pilgrim mill, off-mill charging, sliding line method, heterogeneity, charging force, crimping press, charging press.

Вступ. Процес гарячої пілігримової прокатки труб відомий з 1891 року і отримав доволі широке застосування в світі [1]. В даний час, в Україні знаходиться в експлуатації один пілігримовий агрегат 5–12" на ПрАТ «Інтерпайп-НТЗ», який було введено в експлуатацію наприкінці 1968 року. Незважаючи на те, що частина обладнання цього агрегата зазнала модернізації або реконструкції, залишається ще цілий ряд питань, в тому числі по удосконаленню підготовки гільз до прокатки на пілігримових станах [2].

Наявність позастановового заряджання на пілігримових станах дозволило скоротити допоміжний час прокатки до 35 с., що підвищило продуктивність агрегата на 10%. В той же час, це збільшило витрату дорнів внаслідок більш довгого часу їх контакту з гільзами [3, 4].

Після задавання дорна в гільзу остання розташовується ексцентрично на дорні внаслідок зазору між ними до 20 мм, що при прокатці на пілігримовому стані збільшує поперечну різностінність труб.

Постановка проблеми. Підготовка гільз до прокатки на пілігримовому стані трубопрокатного агрегата (ТПА) 5–12" ПрАТ «Інтерпайп-НТЗ» має наступні недоліки, які знижують якість поверхні готових труб та збільшують їх поперечну різностінність. До них належить ексцентричне розташування гільзи на дорні в процесі прокатки, що знижує точність труб та збільшує витратний коефіцієнт металу.

Аналіз підготовки гільз до прокатки на пілігримовому стані. Одним із важливих завдань підвищення якості труб є кардинальне поліпшення підготовки гільз за рахунок більш ефективного очищення їх внутрішньої поверхні від окалини, а також захист металу від окислення під час прокатки.

Для вирішення цієї задачі запропоновані нові технічні рішення [5, 6]. В процесі заряджання дорна в гільзу на ТПА 5–12" ПрАТ «Інтерпайп-НТЗ» має місце односторонній зазор  $\delta$  між ними, що з одного боку призводить до нерівномірного нагрівання дорна та підвищує ймовірність його викривлення при

© Білодіденко С.В – д.т.н., проф. УДУНТ  
Мазур І.А. – к.т.н., доц. УДУНТ  
Добряк В.Д. - к.т.н., ДП «УКРДІПРОМЕЗ»  
Угрюмов Ю.Д. - к.т.н., ДП «УКРДІПРОМЕЗ»  
Угрюмов Д.Ю. - LLC "Marine Survey Company"

© Bilodidenko S. – d.t.s., prof. USUST  
Mazur I. – c.t.s., docent USUST  
Dobriak V. - c.t.s., SE "UKRDIPROMEZ"  
Uhriumov Yu. - c.t.s., SE "UKRDIPROMEZ"  
Uhriumov D. - TOB «Морська Сюрвейерська Компанія»



передачі дорна з гільзою на пілігримовий стан, а також в процесі прокатки, а з іншого боку, це збільшує поперечну різностінність труб із-за нерівномірного обтискання по товщині стінки (рис. 1, а).

Відомий варіант підготовки гільзи до прокатки шляхом її редукування на дорні для усунення зазору  $\delta$ , однак це призведе до значного перегріву дорна в процесі прокатки та к суттєвій витраті прокатного інструмента (рис. 1, б).

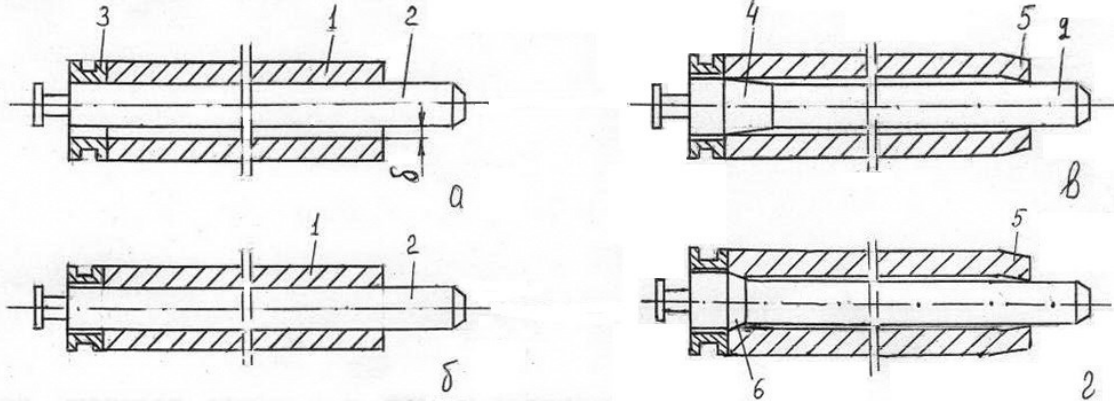


Рисунок 1 – Варіанти (а, б, в, г) підготовки гільз на дорні перед прокаткою: 1 – гільза; 2 – дорн; 3 – дорнове кільце; 4 – конічний хвостовик дорна; 5 – передній кінець гільзи; 6 – конічна ділянка дорна

Відома підготовка передніх кінців гільз на прошивному косовалковому стані в процесі прошивання (елонгування), що викликає певні труднощі для наступного введення в гільзу дорна.

Для зниження зазору між заднім кінцем гільзи і дорном, хвостовик останнього виконано конічної форми, однак для полегшення заряджання дорна необхідно передбачити певну величину зазору [10]. На рис. 1, в наведено варіант розташування гільзи з підготовленими кінцями на дорні перед прокаткою.

Найбільш раціональною схемою розташування гільзи на дорні є схема наведена на рис. 1, г, яка забезпечує концентричне розташування гільзи на дорні за рахунок відсутності зазорів між дорном та кінцями гільз. Для цього підготовку передніх кінців гільз необхідно здійснювати на дорні на ділянці позастанового заряджання, а підготування задніх кінців гільз – за рахунок певного їх роздавання конічним пояском на дорні зусиллям подавального апарата.

Підготовка передніх та задніх кінців гільз сприяє також зниженню технологічної обрізі на пілігримовому стані.

Найбільш раціональним є здійснення підготовки кінців гільз на позиції заряджання в них дорнів за рахунок зусилля заправочного преса.

Мета і завдання досліджень. Метою даної роботи є розробка нових процесів підготовки кінців гільз на дорні перед прокаткою для зниження поперечної різностінності труб на пілігримовому стані за рахунок концентричного розташування гільзи на дорні, а також забезпечення зниження витрати металу в технологічну обрізь.

Однією з проблем гарячої пілігримової прокатки є також підвищена витрата металу в технологічну обрізь: затравку та пільгерголовку, що обумовлено особливостями прокатки переднього та заднього кінців гільзи [1–3].

В роботах [7–9] запропоновані технічні рішення для підготовки кінців гільз, що суттєво знижує їх ексцентричне розташування на дорні в процесі пілігримової прокатки.

Результати дослідження. Підготовка переднього кінця гільзи. На ділянці позастанового заряджання дорна існуючого пілігримового стану пропонується обтискання тільки переднього кінця гільзи на дорні. Для цього на місці стаціонарного упору заправного столу встановлюється двохбойковий прес з профільними бойками.

Гільза (без дорна) скидається з рольганга на заправний стіл в поперечному напрямку по відношенню до осі заправного столу. Причому, передній торець гільзи завжди знаходиться в одній базовій площині, так як вона встановлюється стаціонарним упором на прикінці рольганга. Довжина гільзи та її діаметри залежать від заданих параметрів труби: різниця між максимальною і мінімальною довжинами гільз складає 850 мм; різниця між максимальним і мінімальним зовнішніми діаметрами складає 185 мм, а різниця між максимальним і мінімальним діаметрами дорнів складає 200 мм.

На рис. 2, а показано положення гільзи 1 і дорна 2 в момент закінчення заправки на існуючому пілігримовому стані 5–12", де відсутнє обтискання гільзи на дорні (вид в плані). Заправка дорна 2 в гільзу 1 здійснюється за допомогою гідроциліндра 3 подачі орієнтуючої головки 4 і замка 5, в якому встановлений хвостовик дорна. Між замком 5 і заднім торцем гільзи на дорні надягнене (змонтоване) дорнове кільце 6. В момент закінчення заправки дорна в гільзу сила штока гідроциліндра 3 через орієнтуючу головку 4, замок 5 і дорнове кільце 6 передається задньому торцю гільзи, при цьому передній торець гільзи впирається в стаціонарний упор 7, який має проїом для розміщення кінця дорна, який виступає з гільзи. Далі маніпулятор (на рис. 2 не показаний) підіймає захватами гільзу з дорном і

дорновим кільцем, транспортує її до стана і вкладає хвостовик дорна в замок подавального апарата.

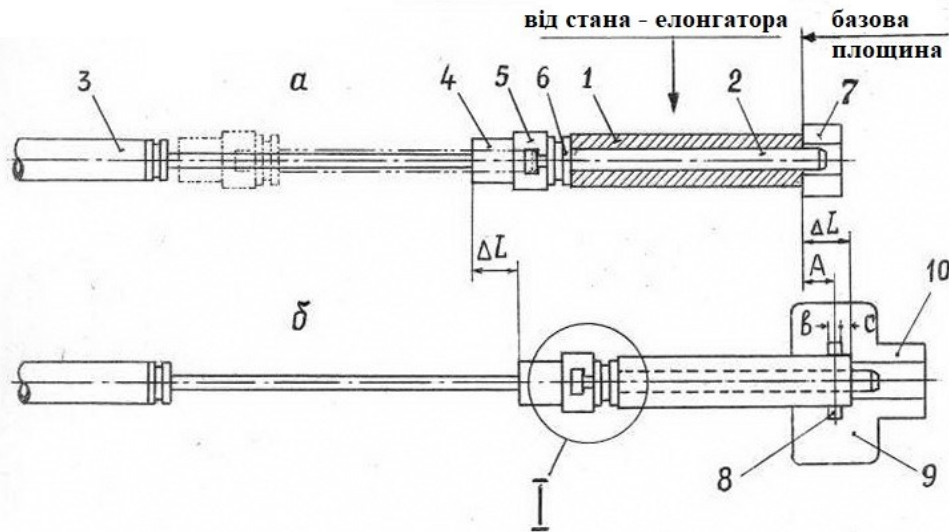


Рисунок 2 – Проектна (а) і запропонована (б) схеми підготовки гільзи до прокатки на ділянці позастанового заряджання: 1 – гільза; 2 – дорн; 3 – гідроциліндр; 4 – орієнтуюча головка; 5 – дорновий замок; 6 – дорнове кільце; 7 – стаціонарний упор; 8 – бойки преса; 9 – двохбойковий прес; 10 – вбудований упор

На рис. 2, б показано момент закінчення заправки дорна 2 в гільзу 1 (вид в плані), суміщений з обтисканням переднього кінця гільзи на дорні двома профільними бойками 8 преса 9 з вбудованим упором 10. Так як існуюче суміжне обладнання не дозволяє розташувати прес так, щоб вісь бойков преса знаходилась на визначеній відстані від передньої торцевої площини гільзи, то приходиться змістити прес вправо. Це зміщення тягне за собою збільшення довжини ходу штока гідроциліндра 3 на величину  $\Delta L$ , яка визначається по вираженню:

$$\Delta L = A + \frac{b}{2} + c,$$

де  $A$  – відстань між базовою площиною і осью бойків преса;  $b$  – ширина бойка;  $c$  – відстань від краю бойка до передньої торцевої площини гільзи.

Орієнтовно, при  $A = 630$  мм,  $b = 80$  мм,  $c = 40$  мм збільшення довжини ходу штока гідроциліндра складе  $\Delta L = 710$  мм.

Після обтискання переднього кінця гільзи гідроциліндр 3 вмикається на втягування штока, в результаті чого гільза з дорном повертається в зону дії маніпулятора, який транспортує її до пілігримового стана.

**Підготовка заднього кінця гільзи.** Вище розглянуто схему обтискання переднього кінця гільзи на дорні по закінченню заправки дорна в гільзу на ділянці позастанової заправки пілігримового стана. Обтискання гільзи відбувається двома профільними бойками гідравлічного преса до такого ступеня, що вибирається зазор між гільзою та дорном. При цьому забезпечується не тільки необхідна прочність зчеплення гільзи з дорном, но і центрування переднього кінця гільзи на дорні. В той же час задній кінець гільзи залишається нецентрованим

відносно дорна, так як в верхній зоні зазор відсутній, а в нижній зоні зазор максимальний, рівний діаметральному зазору  $\delta = d_r - d_d$  між гільзою і дорном (див. рис. 1, а). Ексцентричність дорна та гільзи є однією з причин різностінності прокатаних труб.

Нижче пропонується спосіб центрування заднього кінця гільзи на дорні (див. рис. 2, б). Спосіб полягає в тому, що на заключній стадії введення дорна в гільзу в контакт з внутрішньою циліндричною порожниною гільзи вступає конічний поясок дорна. Поясок має мінімальний діаметр, рівний діаметру дорна, а величина конусності визначається з міркувань не перевищення номінального зусилля гідроциліндра подачі орієнтуючої головки з замком та мінімізації довжини пояску.

Під час дотику переднього торця гільзи зі стаціонарним упором 10, вбудованим в двохбойковий прес 9, починається введення конічного пояска в порожнину гільзи. Одночасно з введенням відбувається роздача кінця гільзи по діаметру, а радіальний зазор  $\frac{\delta}{2}$  між гільзою та дорном розподіляється рівномірно по колу, тобто усувається ексцентриситет дорна та гільзи. По мірі введення пояску зона деформації гільзи збільшується, збільшується сила введення. Схема введення конічного пояска дорна з роздаванням заднього кінця гільзи по діаметру приведено на рис. 3.

**Моделювання процесу підготовки заднього кінця гільзи.** Для визначення сили введення конічного пояска в порожнину гільзи розглянемо плоску задачу деформації стінки гільзи. На рис. 4 показано спрощене поле ліній ковзання (без врахування контактної тертя), яке складається з прямих ліній в якому має місце розрив швидкостей вздовж цих

ліній. Задамося стандартною величиною конусності  $\alpha = 1:10$ , при якій кут нахилу утворюючої дорівнює  $\alpha = 2^\circ 51' 45''$ . Припустимо, дорн рухається відносно нерухомої гільзи зі швидкістю  $v_d$ . Тоді

швидкість руху інструмента в вигляді утворюючої конуса, перпендикулярна до утворюючої, визначається з вираження

$$u = v_d \cdot \sin \alpha.$$

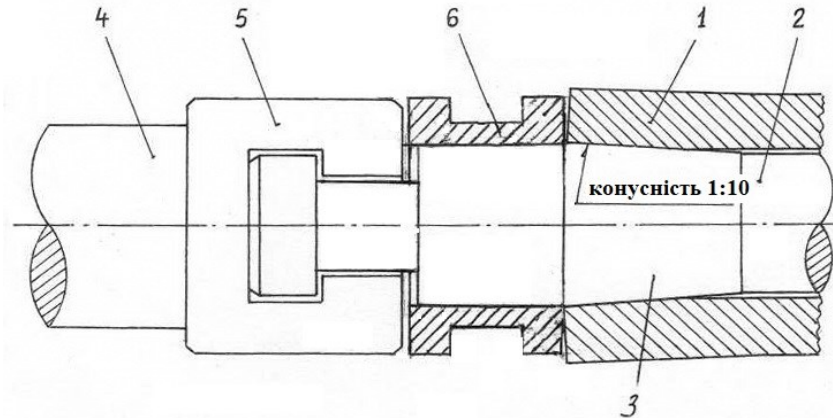


Рисунок 3 – введення конічного пояска дорна в порожнину гільзи з роздаванням її заднього кінця по діаметру (місце I на рис. 2): 1 – гільза; 2 – дорн; 3 – конічний поясок дорна; 4 – орієнтуюча головка; 5 – дорновий замок; 6 – дорнове кільце

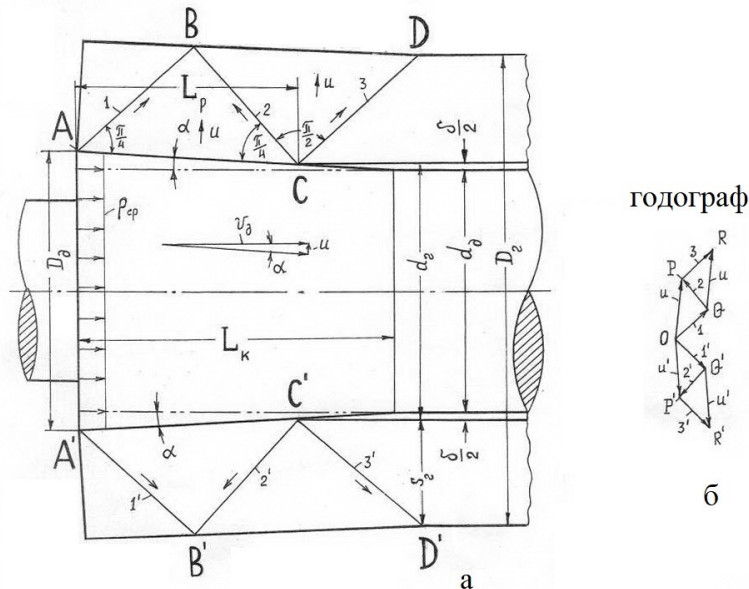


Рисунок 4 – Базове спрощене поле ліній ковзання (а) та годограф швидкостей (б) з довжиною робочої частини конічного пояска в натурі 150 мм

Побудова годографа швидкостей здійснюється наступним чином. Із полюса  $O$  відкладаємо в довільному масштабі швидкість  $u$  ( $OP$  і  $OP'$ ), перпендикулярні до утворюючих  $AC$  і  $A'C'$ . В жорсткому трикутнику  $ABC$  швидкість  $OP$  розкладається на дві складові:  $OQ$  вздовж лінії  $AB$  і  $QP$  вздовж лінії  $BC$ . Далі в жорсткому трикутнику  $BCD$  дві швидкості  $QP$  вздовж лінії  $BC$  і  $PR$  вздовж лінії  $CD$ , складаючись,

повинні дати швидкість  $u$ . Аналогічна побудова виконана для діаметрально протилежного поля ліній ковзання.

Верхньомежову оцінку середнього питомого тиску  $p_{cp}$  на торці конуса  $AA'$  відповідно до метода Джонсона [11, с.220] можна розрахувати шляхом визначення деформації зрушення вздовж ліній ковзання відповідно рівнянню:

$$p_{cp} \cdot D_d = \frac{2 \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left( AB \cdot \frac{OQ}{u} + BC \cdot \frac{QP}{u} + CD \cdot \frac{PR}{u} \right), \quad (1)$$

де  $AB, BC, CD$  – довжини ліній розриву швидкостей, які взяті з рис. 4;  $OQ, QP, PR$  – довжини розриву швидкостей, які взяті з годографа;  $D_d$  – діаметр конуса в перетині  $AA'$ ;  $\sigma_s$  – межа текучості матеріалу гільзи при статичному навантаженні.

Вказані вище параметри, виміряні з рис 4, мають наступні значення:  $AB = 53$  мм;  $BC = 52,5$  мм;  $CD = 55$  мм;  $u = 20$  мм;  $D_d = 94$  мм;  $OQ = 15$  мм;  $QP = 14$  мм;  $PR = 14,5$  мм. Підставляємо ці значення в рівняння (1) і отримуємо середнє контактне напруження на площині круга діаметром  $AA'$



$$p_{cp} \cdot 94 = \frac{2 \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left( 53 \cdot \frac{15}{20} + 52,5 \cdot \frac{14}{20} + 55 \cdot \frac{14,5}{20} \right) = 134,42 \cdot \sigma_s.$$

Звідкіля,

$$p_{cp} = \frac{134,42}{94} \cdot \sigma_s = 1,43 \cdot \sigma_s.$$

За допомогою рис. 4 можна отримати формули для розрахунку параметрів конічного пояска на дорні. Так, довжина пояска визначається по вираженню:

$$L_k = 2 \cdot S_r \cdot \cos \alpha + \frac{\delta}{2} \cdot ctg \alpha, \quad (2)$$

де  $S_r = \frac{D_r - d_r}{2}$  – товщина стінки гільзи.

Робоча довжина конічного пояска визначається по вираженню:

$$L_p = 2 \cdot S_r \cdot \cos \alpha. \quad (3)$$

$$L_p^b = 2 \cdot \frac{320-170}{2} \cdot \cos 2^\circ 51'45'' \approx 150 \text{ мм.}$$

$$L_k^b = 2 \cdot \frac{320-170}{2} \cdot \cos 2^\circ 51'45'' + \frac{170-163,5}{2} \cdot ctg 2^\circ 51'45'' \approx 215 \text{ мм.}$$

$$D_d^b = 163,5 + 2 \cdot 215 \cdot tg 2^\circ 51'45'' \approx 185 \text{ мм.}$$

Знайдені параметри приймемо за базові з індексом «б». Далі визначаємо базову силу введення конічного пояска в порожнину гільзи на величину  $L_p^b$

$$P_{BH}^b = \frac{\pi \cdot D_d^2}{4} \cdot p_{cp} = \frac{\pi \cdot D_d^2}{4} \cdot 1,43 \cdot \sigma_s = \frac{\pi \cdot 0,185^2}{4} \cdot 1,43 \cdot \sigma_s = 0,0384 \cdot \sigma_s.$$

Нехай гільза зі сталі 45 на заправному столі має температуру 1150 °С. Межа текучості для цієї сталі в умовах статичного навантаження згідно методу термомеханічних коефіцієнтів [12] складе:

$$\sigma_s = 86 \cdot 0,65 \cdot 0,82 \cdot 0,38 = 17,4 \text{ МПа.}$$

Тоді, сила введення базового конічного пояска складе:

$$P_{BH}^b = 0,0384 \cdot \sigma_s = 0,0384 \cdot 17,4 \cdot 10^6 = 668160 \text{ Н} = 668,16 \text{ кН.}$$

Очевидно, що зі зменшенням робочої довжини конічного пояска у порівнянні з базовою довжиною сила введення буде зменшуватися. Знайдемо залежність сили введення від робочої довжини пояска, побудував поля ліній ковзання для других значень робочої довжини пояска.

Діаметр конуса в перетині AA' знаходимо по формулі:

$$D_d = d_d + 2 \cdot L_k \cdot tg \alpha, \quad (4)$$

де  $d_d$  – діаметр дорна.

Поле ліній ковзання на рис. 4 побудовано в масштабі 1:2 для конкретної гільзи діаметром  $\varnothing 320/170$ , призначеної для прокатки труби діаметром  $\varnothing 168$  мм. При цьому діаметр дорна дорівнює  $d_d = 163,5$  мм. Використовуючи формули (2), (3), (4), знайдемо параметри конічного пояска для гільзи діаметром  $\varnothing 320/170$ , для натурі.

Маємо:

На рис. 5 представлено поле ліній ковзання та годограф для випадку, коли робоча довжина  $L_p$  конічного пояска зменшена до 80 мм (в натурі) і до 40 мм на рисунку. В цьому випадку оцінка середнього питомого тиску на площині круга діаметром AA' ( $D_d$ ) визначається з вираження:

$$p_{cp} \cdot D_d = \frac{2 \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left( CD \cdot \frac{OQ}{u} + BC \cdot \frac{QP}{u} \right). \quad (5)$$

Виміряні з рис 5, мають наступні значення:  $CD = 50$  мм;  $BC = 52$  мм;  $u = 20$  мм;  $D_d = 92$  мм;  $OQ = 14,5$  мм;  $QP = 14,5$  мм. Підставив ці значення в рівняння (5), отримаємо середнє нормальне напруження на площині круга діаметром AA' =  $D_d$ :  $p_{cp} \cdot 92 = \frac{2 \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left( 50 \cdot \frac{14,5}{20} + 52 \cdot \frac{14,5}{20} \right) = 85,39 \cdot \sigma_s.$

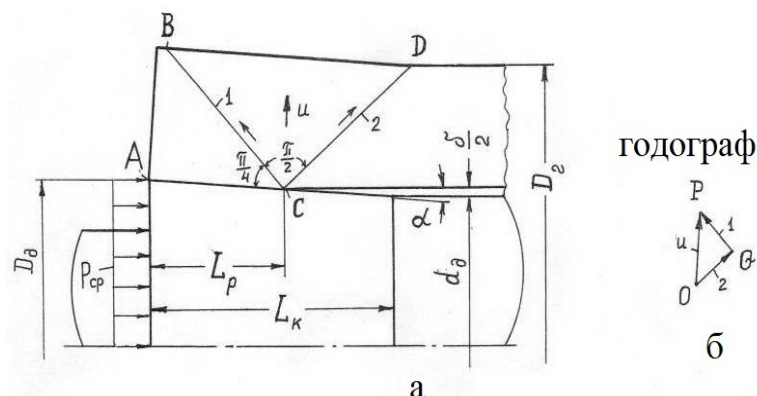


Рисунок 5 – Спрощене поле ліній ковзання (а) та годограф швидкостей (б) з довжиною робочої частини конічного пояска в натурі 80 мм

$$\text{Звідкіля } p_{cp} = \frac{85,39}{92} \cdot \sigma_s = 0,928 \cdot \sigma_s.$$

Визначимо силу введення натурального конічного пояска в порожнину гільзи на величину  $L_p = 80$  мм

$$P_{\text{вн}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{д}}^2}{4} \cdot p_{\text{ср}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{д}}^2}{4} \cdot 0,928 \cdot \sigma_s = \frac{\pi \cdot 0,184^2}{4} \cdot 0,928 \cdot \sigma_s = 0,0247 \cdot \sigma_s.$$

Для тієї ж сталі 45 при температурі 1150 °С сила введення складе:

$$P_{\text{вн}} = 0,0247 \cdot \sigma_s = 0,0247 \cdot 17,4 \cdot 10^6 = 429780 \text{ Н} = 429,78 \text{ кН}.$$

На рис. 6 показано поле ліній ковзання і годограф для випадку, коли робоча довжина  $L_p$  кінчного пояска зменшена до 25 мм (в натурі) і до 12,5 мм на рисунку. В цьому випадку оцінка середнього нормального напруження на площині круга діаметром  $AA'$  ( $D_d$ ) визначається аналогічно вираженню (5).

Виміряні з рис 6, мають наступні значення:  $CD = 56$  мм;  $BC = 16$  мм;  $u = 20$  мм;  $D_d = 88$  мм;  $OQ = 14$  мм;  $QP = 14$  мм. Підставив ці значення в рівняння (5), отримуємо середнє нормальне напруження на площині круга діаметром  $AA' = D_d$ :

$$p_{\text{ср}} \cdot 88 = \frac{2 \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left( 56 \cdot \frac{14}{20} + 16 \cdot \frac{14}{20} \right) = 58,189 \cdot \sigma_s.$$

$$\text{Звідкіля } p_{\text{ср}} = \frac{58,189}{88} \cdot \sigma_s = 0,66 \cdot \sigma_s.$$

Визначимо силу введення натурального кінчного пояска в порожнину гільзи на величину  $L_p = 25$  мм

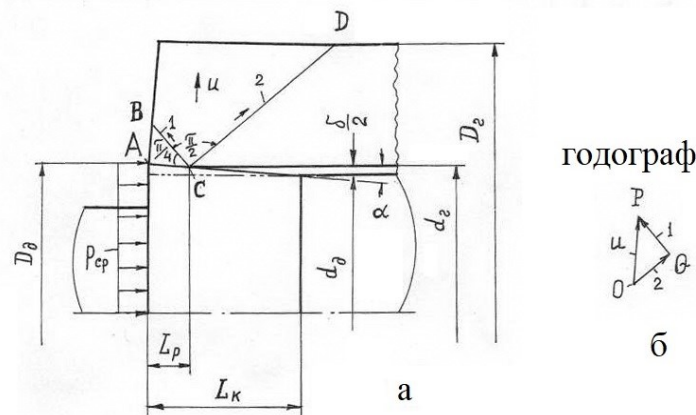


Рисунок 6 – Спрощене поле ліній ковзання (а) та годограф швидкостей (б) з довжиною робочої частини кінчного пояска в натурі 25 мм

$$P_{\text{вн}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{д}}^2}{4} \cdot p_{\text{ср}} = \frac{\pi \cdot 0,176^2}{4} \cdot 0,66 \cdot \sigma_s = 0,01605 \cdot \sigma_s.$$

Для тієї ж сталі 45 при температурі 1150 °С сила введення складе:

$$P_{\text{вн}} = 0,0247 \cdot \sigma_s = 0,01605 \cdot 17,4 \cdot 10^6 = 279247 \text{ Н} = 279,25 \text{ кН}.$$

За аналогічною методикою було виконано розрахунок сили введення кінчного пояска дорна в порожнину гільзи діаметром  $\varnothing 505/365$  при різній робочій довжині пояска. Результати розрахунку

сили введення кінчного пояска дорна в порожнину гільзи (для двох типорозмірів) при різній довжині робочого пояска представлено в табл. 1.

Таблиця 1 – Робоча довжина кінчного пояска, сила введення пояска без врахування тертя і з коефіцієнтом тертя  $f = 0,3$ , та сумарна сила введення

Параметр	гільза $\varnothing 320/170$			гільза $\varnothing 505/365$		
	0,025	0,080	0,150	0,040	0,100	0,140
$L_p$ , м	0,025	0,080	0,150	0,040	0,100	0,140
$P_{\text{вн}}$ , кН	279	430	668	640	862	1265
$\Delta P_{\text{вн}}$ , кН	4,2	6,4	10	9,6	12,9	18,9
$\sum P$ , кН	283,2	436,4	678	649,6	875	1284

За трьома розрахунковими точками на рис. 7 побудовано графік залежності сили введення кінчного пояска дорна в порожнину гільзи, від робочої довжини пояска, тобто від глибини введення.

Графік дозволяє призначити робочу довжину пояска з урахуванням сили на штоці гідроциліндра подачі орієнтуючої головки і замка на заправному столі пілігримового стану.

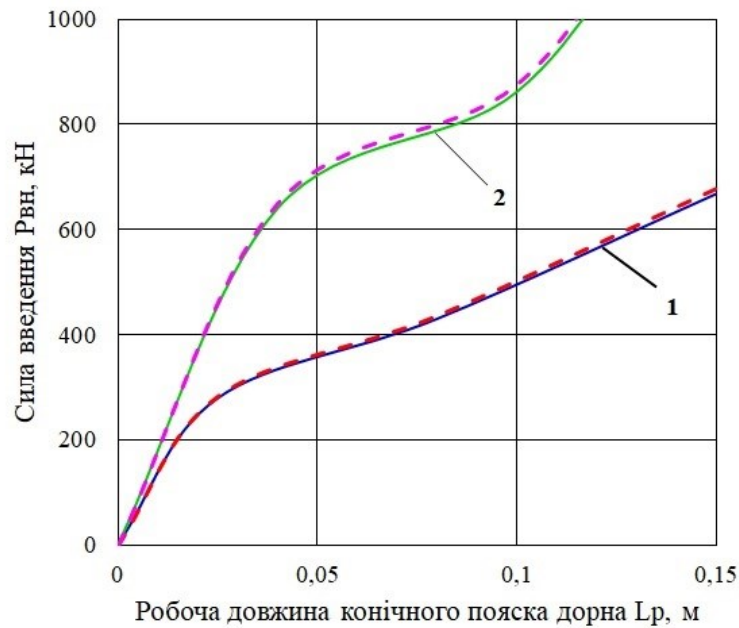


Рисунок 7 – Залежність зусилля  $P_{вн}$  введення конічного пояска дорна в порожнину гільзи від робочої довжини пояска  $L_p$  (сплошна лінія – без урахування тертя,  $f = 0$ ; пунктирна лінія – з урахуванням тертя,  $f = 0,3$ ): 1 – для гільзи діаметром  $\varnothing 320/170$ ; 2 – для гільзи діаметром  $\varnothing 505/365$

Аналогічні графіки повинні бути побудовані для всіх типорозмірів гільз, які прокатуються на пілігримовому стані. В залежності від обраної робочої довжини конічного пояска загальна довжина пояска вибирається за формулою (2), а діаметр конуса в перетині  $AA'$  ( $D_d$ ) призначається по формулі (4).

Для врахування сили тертя на похилій поверхні пояска розложимо силу  $P_{вн}$  на дві складові: одну – вздовж похилої поверхні, а іншу – перпендикулярно цій поверхні. Остання визначається вираженням  $N = P_{вн} \cdot \sin \alpha$ . Ця сила створює на похилій поверхні силу тертя  $N \cdot f$ , де  $f$  – коефіцієнт кулонівського тертя. Горизонтальна складова цієї сили є додатком  $\Delta P_{вн}$  до сили введення  $P_{вн}$ . Знаючи кут  $\alpha = 2^\circ 51' 45''$  та приймаючи найбільш ймовірне значення коефіцієнта тертя по гарячому металу  $f = 0,3$ , знаходимо додаток  $\Delta P_{вн}$  до сили введення  $P_{вн}$  за формулою:

$$\Delta P_{вн} = N \cdot f \cdot \cos \alpha.$$

Результати розрахунку наведено в табл. 1.

Як видно з табл.1 та графіків представлених на рис. 7, сила кулонівського тертя на конічному пояску впливає на силу введення незначно (в межах 1,5%).

Висновки. Сучасні пілігримові агрегати оснащені обладнанням для позастанової зарядки гільз дорна перед пілігримовою прокаткою, що дозволяє підвищити продуктивність процесу прокатки за рахунок зниження допоміжного часу.

На основі аналізу операцій підготовки гільз до прокатки виявлені на діючому пілігримовому агрегаті 5 – 12" ПрАТ «Інтерпайп-НТЗ» такі недоліки як:

низька ефективність видалення окалини з гільзи, відсутність додавання в гільзу антиоксидантів, ексцентричність розташування гільзи на дорні перед прокаткою, відсутність підготовки кінців гільз, що підвищує різностінність гільз і труб, та збільшує витрату метала.

В роботі запропонований новий технологічний процес підготовки кінців гільзи на дорні в лінії зарядження дорна в гільзу, який забезпечує концентричне розташування гільзи на дорні перед та в процесі пілігримової прокатки.

Нова технологія полягає в обтисканні переднього кінця гільзи на дорні профільними бойками двохбойкового горизонтального гідравлічного преса до усунення зазору між гільзою та дорном.

Підготовку заднього кінця гільзи здійснюють шляхом його роздавання конічним пояском на дорні в період зарядки дорна в гільзу, що не потребує встановлення додаткового обладнання.

Визначення зусилля роздавання заднього кінця гільзи проведено за допомогою моделювання процесу методом ліній ковзання, в результаті якого розраховано зміни зусилля роздавання дорна з урахуванням глибини введення конічного пояска дорна, що дозволяє призначити його робочу довжину при обраній конусності з урахуванням можливостей гідроциліндра заправного преса.

Запропонована технологія підготовки кінців гільз перед прокаткою дозволяє знизити різностінність гільз та труб, зменшити витратний коефіцієнт металу і масу обладнання ділянки позастанового зарядження.

#### Перелік посилань

1. Козловский А.И., Балакин В.Ф., Угрюмов Ю.Д. Состояние и перспективы развития процесса горячей пилигримовой прокатки труб. *Черная металлургия : Бюллетень НТИ «Черметинформация»*. 2012. Вып. 7. С. 82-90. [https://nmetau.edu.ua/file/byulleten\\_chernaya\\_metallurgiya\\_no\\_7.pdf](https://nmetau.edu.ua/file/byulleten_chernaya_metallurgiya_no_7.pdf)
2. Данилов А.Ф., Глейберг А.З., Балакин В.Г. Горячая прокатка и прессование труб. М.: Металлургия, 1972. С.578.
3. Чернявский А.А., Березовский В.В., Угрюмов Ю.Д. Экономия металла при производстве труб нефтяного сортаментта. М.: Металлургия, 1987. С. 304.
4. Оборудование цехов с пилигримовыми трубопрокатными установками / С.Н. Кожевников, А.В. Праздников и др. М.: Металлургия, 1974. С. 256.
5. Пристрій для очищення внутрішньої поверхні гарячих трубних заготовок (гільз): пат. 109104 Україна: МПК 2016.01 B21B45/04. № u201601676; заявл. 22.02.2016; опубл. 10.08.2016, Бюл. № 15.
6. Спосіб нанесення дезоксиданта на внутрішню поверхню гарячих виробів типу гільз: пат. 112735 Україна: МПК 2016.01 B21B23/00, B05B 13/06. № u201607226; заявл. 04.07.2016; опубл. 26.12.2016, Бюл. № 24.
7. Совершенствование горячей пилигримовой прокатки труб за счет управления зазором между гильзой и дорном / В.Ф. Балакин, С.Л. Стасевский и др. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2015. Вып. №30. С.245-256. [https://jrn.isi.gov.ua/wp-content/uploads/2022/04/sb2015\\_30.pdf?](https://jrn.isi.gov.ua/wp-content/uploads/2022/04/sb2015_30.pdf?)
8. Пути уменьшения технологической обрези на пилигримовом стане / С.Л. Стасевский, Ю.Д. Угрюмов и др. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія: Нові рішення в сучасних технологіях*. 2013. №43 (1016). С. 211-219. [http://library.kpi.kharkov.ua/files/Vestniki/2013\\_43.pdf](http://library.kpi.kharkov.ua/files/Vestniki/2013_43.pdf)
9. Совершенствование подготовки гильзы к прокатке на пилигримовом стане / В.Ф. Балакин, С.Л. Стасевский и др. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2018. №4. С. 39-44. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/Balakin.pdf>
10. Балакин В.Ф., Угрюмов Ю.Д., Угрюмов Д.Ю. Пути снижения массы пильгерголовки при горячей прокатке труб. *Теория и практика металлургии*. 2012. №1-2. С. 32-36.
11. Томсен Э., Янг Ч., Кабаяши Ш. Механика пластических деформаций при обработке металлов / пер. с англ. под ред. Е.П. Ункова. М.: Машиностроение, 1969. 504 с
12. Зюзин В.И., Бровман М.Я., Мельников А.Ф. Сопrotivление деформации сталей при горячей прокатке. М.: Металлургия, 1969. 270 с.

#### References

1. Kozlovskii, A. I., Balakin, V. F., & Ugriumov, Iu. D. (2012). Sostoianie i perspektivy razvitiia protsessa go-riachei piligrimovoi prokatki trub. *Chernaia metallurgii: Biulleten NTI "Chermetinformatsiia"*, 7, 82-90. [https://nmetau.edu.ua/file/byulleten\\_chernaya\\_metallurgiya\\_no\\_7.pdf](https://nmetau.edu.ua/file/byulleten_chernaya_metallurgiya_no_7.pdf)
2. Danilov, A. F., Gleiberg, A. Z., & Balakin, V. G. (1972). *Goriachaia prokatka i pressovanie trub*. Metallurgii
3. Cherniavskii, A. A., Berzovskii, V. V., & Ugriumov, Iu. D. (1987). *Ekonomiia metalla pri proizvodstve trub nefianogo sortametnta*. Metallurgii
4. Kozhevnikov, S. N., Prazdnikov, A. V. et al (1974). *Oborudovanie tsekhov s piligrimovymi truboprokatnymi ustanovkami*. Metallurgii
5. Stepanenko O. M., Dobriak V. D., Hubynskiy M. V., & Uhriumov Yu. D. (2016). Prystrii dlia ochyshchennia vnutrishnoi poverkhni hariachykh trubnykh zahotovok (hilz). (Patent No. 109104). Ukrpatent. <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/831829/>
6. Stasevskiy S. L., Dobriak V. D., Uhriumov Yu. D., & Uhriumov Yu. D. (2016). Sposib nanesennia dezoksydanta na vnutrishniu poverkhniu hariachykh vyrobiv typu hilz. (Patent No. 112735). Ukrpatent. <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/820686/>
7. Balakin V. A., Stasevsky S. L., Dobrijak V. D., & Ugriumov Y. D. (2022). Improved hot pilger tube rolling by controlling the clearance between the sleeve and the dorn. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 30, 245-256. [https://jrn.isi.gov.ua/wp-content/uploads/2022/04/sb2015\\_30.pdf](https://jrn.isi.gov.ua/wp-content/uploads/2022/04/sb2015_30.pdf)
8. Stasevskii S. L., Ugriumov Iu. D., Garmashov D. Iu., & Ksenz A. A. (2013). Puti umensheniia tekhnologicheskoi obrezi na piligrimovom stane. *Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu "KhPI". Seriia: Novi rishennia v suchasnykh tekhnolohiiakh*, (43(1016)), 211-219. [http://library.kpi.kharkov.ua/files/Vestniki/2013\\_43.pdf](http://library.kpi.kharkov.ua/files/Vestniki/2013_43.pdf)
9. Balakin V. A., Stasevskii S. L., Ugriumov Iu. D., & Dobrijak V. D. (2018). Improving the preparation of the liner for rolling on the pilger mill. *Metallurgical and mining industry*, (4), 39-44. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/Balakin.pdf>
10. Balakin V. F., Ugriumov Iu. D., & Ugriumov D. Iu. (2012). Puti snizheniia massy pilgergolovki pri goriachei prokatke trub. *Theory and Practice of Metallurgy*, (1-2), 32-36.
11. Tomsen E., Iang Ch., & Kabaiashi Sh. (1969). *Mekhanika plasticheskikh deformatsii pri obrabotke metallov*. Mashinostroenie
12. Ziuzin V. I., Brovman M. Ia., & Melnikov A. F. (1969). *Soprotivlenie deformatsii stalei pri goriachei prokatke*. Metallurgii

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 19.02.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024

Пройдак А.Ю.

## Легування чавунів фосфором для підвищення функціональних властивостей виробів

Proidak A.Y.

### Alloying cast iron with phosphorus to improve the functional properties of products

Поряд із традиційним виробництвом чавуну є низка марок з підвищеним вмістом фосфору. Фосфористі чавуни характеризуються низкою позитивних властивостей. Підвищений вміст фосфору в чавуні приводить до збільшення гідрорухливості розчину, сприяє підвищенню антифрикційних властивостей, а також зносостійкості. У чавунах, які порівняно зі сталями містять більше вуглецю, фосфор утворює евтектику, складовою частиною якої є фосфід заліза  $Fe_3P$ . У залежності від вмісту фосфору в сірих чавунах з пластинчастою та високоміцних чавунах з кулястою формами графіту, фосфідна евтектика має вигляд розорієнтованих окремих включень, розірваної або суцільної сітки. У роботі наведені результати досліджень щодо впливу різних концентрацій фосфору на функціональні властивості виробів. Потреба металургійного виробництва України у ферофосфорі забезпечується, в основному, за рахунок імпорту постачок. У зв'язку з цим забезпечення металургійних підприємств вітчизняними фосфоромісними матеріалами, як ферофосфор, для виплавки широкого марочного спектру чавунів є нагальною задачею.

**Ключові слова:** ферофосфор, чавун, фосфідна евтектика, зносотривкість, антифрикційні властивості, евтектоїдний цементит, дисперсність перліту, модифікатор, графіт, гільзи двигунів, гальмієні колодки.

Along with the traditional production of cast iron, there are a number of grades with a high phosphorus content. Phosphorous cast iron exhibits a number of beneficial properties. The increased phosphorus content in cast iron leads to an increase in the hydraulic mobility of the solution, improves antifriction properties and wear resistance. In cast iron, which contains more carbon compared to steels, phosphorus forms eutectic that includes  $Fe_3P$ . Depending on the phosphorus content in lamellar graphite cast iron and high-strength nodular cast iron, the phosphide eutectic appears as misaligned individual inclusions, or a broken or continuous mesh. The paper presents the results of the research on the effect of various phosphorus concentrations on the functional properties of products. In Ukraine's metallurgical industry, the demand for ferrophosphorus is mainly met by imports, and therefore, supplying metallurgical enterprises with domestic phosphorus-containing materials, such as ferrophosphorus, for smelting a wide range of cast irons appears to be an urgent task.

**Keywords:** ferrophosphorus, cast iron, phosphide eutectic, wear resistance, antifriction properties, eutectoid cementite, perlite dispersion, modifier, graphite, engine liners, brake pads.

**Вступ.** Як відомо, в металургії фосфор як хімічний елемент може використовуватися в якості розкиснювача, за рахунок більш високої хімічної спорідненості до кисню в порівнянні, наприклад, з міддю, або як легуюча добавка. Фосфор відноситься до групи феритоутворюючих елементів та необмежено розчинним у залізі. Максимальний вміст фосфору в  $\alpha - Fe$  твердому розчині складає 2,55 % (4,52 % ат.).

У чавунах, які порівняно зі сталями містять більше вуглецю, фосфор утворює евтектику, складовою частиною якої є фосфід заліза  $Fe_3P$ . Її класифікують як псевдобінарну (ферит + фосфід) або як потрійну (ферит + фосфід + цементит). У залежності від вмісту фосфору в сірих чавунах із пластинчастою та високоміцних чавунах з кулястою формами графіту фосфідна евтектика має вигляд дезорієнтованих окремих включень, розірваної або суцільної сітки [1]. Наявність м'яких включень графіту та твердих включень фосфідної евтектики (мікротвердість якої  $h_{\mu} = 390...530$  проти  $h_{\mu} = 190...200$  для фериту) в металевій основі сірих і високоміцних чавунів дещо підвищує їх міцність, але знижує тріщиностійкість під статичним навантаженням,

менше – для сірих чавунів та істотніше – для високоміцних. Тому вміст фосфору обмежується до 0,2...0,3 % у сірих чавунах, а для високоміцних – до 0,1 %.

З іншого боку, фосфідна евтектика є ефективним армувальним матеріалом для металеві основи чавунів, коли від них вимагаються високі характеристики зносотривкості [5, 6]. З цих позицій рекомендують чавуни із вмістом фосфору 0,3...0,6 %.

Результати дослідження впливу фосфору на мікроструктуру, короткочасну міцність, швидкість росту тріщини та мікромеханізм втомного руйнування сірих і високоміцних чавунів феритного та феритноперлітного класів, на підставі яких встановлено допустимий з позиції циклічної тріщиностійкості вміст фосфору (кількість фосфідної евтектики) у цих чавунах, показали, що низька циклічна тріщиностійкість сірих і високоміцних чавунів із підвищеним вмістом (0,7...0,8 %) фосфору спричинена поширенням втомної тріщини внаслідок міжзеренного відколу, ініційованого суцільною сіткою виділень необхідної дрібнозернистої фосфідної евтектики по межах зерен [2]. Негативний вплив фосфідної евтектики на циклічну тріщиностійкість сильніше





проявляється для високоміцних чавунів, ніж для сірих. Проте в дослідженому інтервалі зміни вмісту фосфору (0,02...0,76 %) в сірих і високоміцних чавунах інтенсивність падіння характеристик циклічної тріщиностійкості є різною в залежності від кількості фосфідної евтектики (рис. 1). Коли фосфору 0,15...0,26 %, і в сірих, і в високоміцних чавунах утворюються окремі включення та розірвана сітка псевдобінарної дрібнозернистої фосфідної

евтектики, які займають в об'ємі металічної основи 3...5 % для сірих і 4...7 % для високоміцних чавунів, фосфористі чавуни є ще достатньо працездатними. Тому з погляду на циклічну тріщиностійкість допустимо легувати чавуни фосфором до 0,3 %, істотно не погіршуючи опір крихкому руйнуванню сірих і високоміцних чавунів феритного та феритно-перлітного класів.

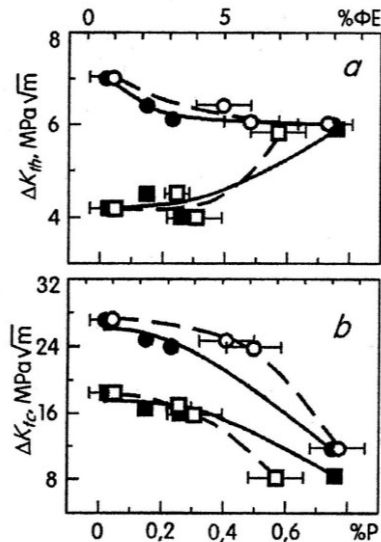


Рисунок 1 – Зміна умовних порогових (а) і критичних (б) характеристик циклічної тріщиностійкості сірих (■, □) і високоміцних (●, ○) чавунів у залежності від вмісту фосфору, % P (■, ●) або кількості фосфідної евтектики, % ФЕ (□, ○) [2]

У потрійній системі  $Fe - Fe_3C - Fe_3P$  утворюються евтектики. В білих чавунах фосфор знаходиться у вигляді потрійної евтектики  $Fe - Fe_3C - Fe_3P$ . Розчинність фосфору в залізі залежить від вмісту вуглецю та зменшується з його збільшенням. Разом з тим теоретично та експериментально обґрунтовано, що розчинність вуглецю в розплавах системи  $Fe - C - P$  залежить від концентрації фосфору, а не навпаки [3]. Закономірність зниження розчинності вуглецю в системі  $Fe - C - P$  аналогічна розчинності вуглецю в системі  $Fe - Si - C$ . Відомо, що підвищення вмісту кремнію знижує розчинність вуглецю, а не навпаки.

Фосфористі чавуни характеризуються низкою позитивних властивостей. Підвищений вміст фосфору в чавуні приводить до збільшення гідрорухливості розплаву, сприяє підвищенню антифрикційних властивостей чавуну, а також зносостійкості високоміцних чавунів.

Високоміцні чавуни широко застосовують як матеріали елементів трибоспрями: колінчасті та розподільчі вали, блоки циліндрів, зубчасті колеса та інші деталі [1, 2]. Одним з ефективних тверддорозчинних неметалічних зміцнювачів цих матеріалів є фосфор, який практично не впливає на графітизацію, проте покращує технологічність, антифрикційні властивості та зменшує в'язкість розплаву під час

вилиття, що зумовлює утворення відносно легкоплавкої ( $T_{пл} \sim 950$  °C) потрійної фосфідної евтектики – так званого “стеадиту”. Вона складається з аустеніту, збагаченого фосфором, цементиту та фосфиду заліза  $Fe_3P$ .

Для дослідження впливу фосфору як легуючого елемента на мікроструктуру, температуру евтектики, твердість і механічні властивості сірого чавуну вибрано п'ять різних кількостей фосфору (0,5; 1,0; 1,5; 2,0 і 2,5 мас. %). Результати показали, що збільшення вмісту фосфору з 0,45 до 2,58 % у сірому чавуні підвищує кількість евтектичного фосфиду з 4,70 до 17,81 %, послаблюються механічні властивості (границя міцності на розрив знижується з 297,5 до 184,1 МПа; ударна в'язкість – з 4,3 до 2,7 Дж/м<sup>2</sup>), підвищується твердість від 215 до 249 НВ і знижується температура евтектики з 1139,7 до 1102,5 °C [4].

\*стеадит (stedite) – евтектика фосфиду заліза  $Fe_3P$ , часто як мікрокомпонент чавуну з високим вмістом фосфору

У вузлах машин харчової промисловості, які працюють у високотемпературних умовах, де змащувальний матеріал недопустимий, спостерігається режим сухого тертя.

Якщо за тертя локальна й інтегральна температура поверхневих шарів досягає температури рекристалізації металу, то поверхневий шар не

наклепується, а перебуває в стані підвищеної пластичності (розм'якшення). Тоді вся металева поверхня рівномірно вигладжується або вибірково – одна з фазових складових. Ймовірно [6] під час сухого тертя локальне підвищення температури в зоні контакту спричиняє оплавлення (розмащування) фосфідної евтектики, що покращує антифрикційні властивості чавуну [4].

З підвищенням кількості фосфору зносотривкість високоміцних чавунів зростає в 1,5 – 2,0 рази

(рис. 2). Сумарна інтенсивність зношування пари тертя “високоміцний чавун – загартована сталь 45” зменшується та наближається до інтенсивності зношування високоміцних чавунів. Порівнюючи втрати мас зразків ( $\Delta m$ ) і контртіл ( $\Delta M$ ) в умовах граничного тертя, можна зробити висновок, що, як і під час сухого тертя, зі збільшенням кількості фосфору у високоміцних чавунах антифрикційні властивості трибопар покращуються.

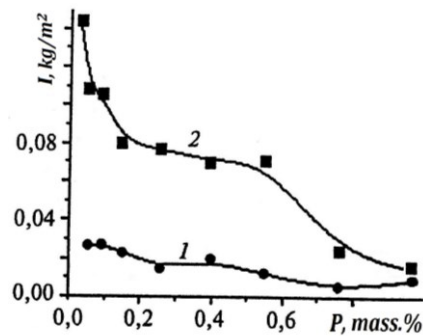


Рисунок 2 – Вплив концентрацій фосфору на інтенсивність зношування елементів пари тертя “високоміцний чавун (1) – сталь 45 (2)” в умовах сухого тертя

Досліджено вплив суцільної фосфідної сітки в матрицях перліту, фериту, мартенситу та відпущеного мартенситу на сухе зношування сірого чавуну, що ковзає зі швидкістю  $1,5 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$  з напруженням 0,5 і 2,0 МПа [6]. Період припрацювання спостерігалось з 0,2 % PIron, тоді як припрацювання не спостерігалось з 1,0 % PIrons. Наявність суцільної фосфідної сітки зменшувала швидкість зношування перлітного чавуну в 2,5 рази. У слабших матрицях (перліт, ферит і загартований мартенсит) фосфідна сітка зміцнювала матрицю, розламувалась і утворювала фосфідний композит на деформованій поверхні, який протистояв деформації.

За складом сірі чавуни для виливок, які працюють в умовах тертя з мастилом, мало розрізняються, тому відмінність їх експлуатаційних властивостей (зносостійкості, міцності, твердості) в значній мірі зумовлена структурою деталі. Структура виливки із фосфористих сірих чавунів має складатися з пластинчастого, рівномірно розподіленого графіту середніх розмірів, дрібнодисперсної перлітної металічної матриці, замкненої сітки дрібних включень потрібної фосфідної евтектики, дрібного евтектичного зерна.

Пластинчастий рівномірно розподілений графіт підвищує термін служби деталі, сприяючи утриманню мастила на поверхні тертя в режимі мастильного голодування. Присутність пластинчастого перліту в металічній матриці збільшує зносостійкість сплаву, оскільки пластини евтектоїдного цементиту мають високу мікротвердість. Крім того, чим більш дисперсним є перліт, тим вище міцність, твердість і зносостійкість чавуну. Потрібна фосфідна евтектика зменшує спрацювання та покращує стійкість до задирок, особливо у вигляді замкненої

або розірваної сітки. Дрібне евтектичне зерно приводить до підвищення міцнісних властивостей деталі.

Застосування ферофосфору як модифікатора істотно збільшує кількість, довжину, частку рівномірно розподіленого графіту в чавуні, подрібнює евтектичне зерно, знижує кількість несприятливої евтектики та міждендритного графіту, що істотно підвищує зносостійкість і міцність чавунів [7], які працюють в умовах тертя з мастилом.

Сірі чавуни з підвищеним вмістом фосфору (0,3 – 0,8 % P) також застосовують для отримання виливок гільз дизельних автомобільних двигунів. Висока працездатність гільз забезпечується оптимальною структурою, яка складається з перлітної дрібнодисперсної металічної матриці, пластинчастого графіту та зносостійкої фосфідної евтектики.

Модифікувальну дію фосфору досліджували на чавуні, який застосовується для виготовлення виливок гільз дизельних двигунів, такого складу: 2,7 – 3,0 % C; 1,3 – 1,5 % Si; 0,5 – 0,7 % Mn;  $\leq 0,5$  % Cr; 0,20 – 0,35 % Cu; 0,2 – 0,3 % Ni; 0,05 – 0,10 % P;  $\leq 0,04$  % S [8].

Встановлено, що модифікування чавуну фосфором подрібнює евтектичне зерно, збільшує кількість графіту за більш рівномірного його розподілу. Вивчення зламів показало, що зі збільшенням кількості модифікатора товщина вибіленого шару ( $H_{6\mu}$ ) зменшилася з 36 до 14 %, глибина половинчастого шару ( $H_{\mu\mu}$ ) скоротилася з 40 до 22 %, а глибина сірого шару ( $H_{\text{сч}}$ ) зросла з 24 до 46 % по відношенню до загальної ширини проби. При цьому були отримані залежності для оцінки кількісних змін щодо впливу тривалості витримки (від 1 до 20 хвил.)

розчину, модифікованого фосфором, на глибину вибілу:

$$H_{сч} = 55,77 - 8,93\sqrt{t};$$

$$H_{пч} = -0,44 + 4,58\sqrt{t};$$

$$H_{бч} = -2,62 + 3,91\sqrt{t}.$$

Отримані результати показують, що фосфор при введенні його в чавун як модифікатора багато в чому поводить себе аналогічно кремнію. Вочевидь, у сплаві створюються локальні об'єми, збагачені фосфором, де склад чавуну стає заевтектичним і відбувається виділення первинного графіту. Завдяки цьому кристалізація чавуну йде за стабільною діаграмою. З плином тривалості витримки за рахунок дифузійних процесів локальні зони підвищених концентрацій фосфору зменшуються, поступово розчиняючись у загальному об'ємі чавуну, що пояснює послаблення його модифікувальної дії.

Широкого застосування набув фосфористий сірий чавун для виробництва гальмівних колодок. Проблема гальмівних колодок полягає у високому спрацюванні, отже, у короткому терміні служби. Щоб звести цю проблему до мінімуму, в дослідженні фахівців Таїланду [9] феросиліцій ( $FeSi$ ) використовувався як модифікатор для зразків гальмівних колодок із сірого чавуну з високим вмістом фосфору. Кількість  $FeSi$  змінювалася для вивчення його впливу на структуру графіту та властивості гальмівних колодок. Результати показали, що чавунні гальмівні колодки з високим вмістом фосфору складаються з лусок фериту, стеадиту, перліту та графіту, а кількість  $FeSi$  впливає на утворення графіту в чавуні. Інокуляційна обробка привела до зменшення вмісту графіту III типу, збільшення графіту I типу та зміни кількості фаз стеадиту, перліту та фериту. При 0,2 мас.%  $FeSi$ , хоча було встановлено, що фази стеадиту та перліту мають найвищі рівні, максимальна твердість 216 НВ була досягнута.

Також досліджено мікроструктуру та властивості гальмівних колодок, виготовлених із сірого чавуну з високим вмістом фосфору з різними пропорціями легуючих елементів [10]. Вміст трьох основних елементів сплаву в трьох гальмівних колодках становив  $3,37C - 1,64Si - 2,21P$ ;  $3,17C - 1,82Si - 2,00P$  і  $2,96C - 2,03Si - 1,79P$ . Температури евтектики графіт – аустеніт змінювалися в залежності від вибору хімічного складу, тоді як температура евтектики фосфіду починалася з 936 °С для всіх трьох композицій. Мікроструктури показують, що відмінності вуглецю, кремнію та фосфору в гальмівних колодках із сірого чавуну з високим вмістом фосфору впливають на кількість, щільність і довжину графітових пластин. Підвищення вмісту фосфору (з 2,00–2,21 % мас.) і вуглецю (з 3,17–3,37 % мас.) збільшило пористість і зменшило утворення стеадиту, що призвело до

найменшої твердості та зносостійкості. Найвищу частку площі стеадитної фази (37 %) та найнижчу пористість мали гальмівні колодки з 1,79 мас. % фосфору, які отримали найвищу твердість – 282 НВ і найвищу зносостійкість.

Досліджені властивості чавуну, легovanого міддю та фосфором, які працюють в умовах підвищеного спрацювання [11]. В досліді вміст міді змінювали в межах 0,11–2,36 % і фосфору – 0,22–0,45 %. Предметом дослідження було встановлення впливу міді та фосфору на границю міцності ( $\sigma_B$ ), твердість (НВ), теплопровідність ( $\lambda$ ), термічну стійкість, зносостійкість та оброблюваність різанням чавуну (у %): 3,2–3,4 % C; 2,1–2,4 % Si; 0,6–0,8 % Mn; 0,3–0,4 % Cr; 0,05–0,10 % Mo; 0,035–0,065 % V; 0,025–0,050 % Ti; 0,026–0,047 % S; 0,22–0,45 % P. Встановлено, що мідь підвищує  $\sigma_B$ , НВ,  $\lambda$ , стійкість при термоциклуванні, зносостійкість та оброблюваність різанням чавуну. Границя міцності має найбільше значення при 0,94–1,58 % Cu. Оброблюваність різанням підвищується при вмісті міді понад 1,5 %. Легування фосфором приводить до підвищення зносостійкості та не впливає на міцність. Експериментально досліджено вплив фосфору (0,3–0,8 % P) на поверхневі ( $\sigma_1$ ) та міжфазові характеристики ( $\sigma_{1-2}$ ) залізо-вуглецевих розплавів.

Для зниження вартості виробництва чавунів, легованих фосфором і кремнієм, на Аксукському заводі феросплавів (Казахстан) розроблено спосіб та освоєно виробництво фосфористого феросиліцію (18–48 % Si; 0,5–7,0 % P) сумісним відновленням кварциту та фосфориту коксом у рудовідновлювальній електропечі. Використання фосфористого феросиліцію на Карагандинському заводі опалювального обладнання підтверджено можливістю та ефективністю його застосування у складі шихтових матеріалів під час виплавки чавуну марки СВ-15-32 та інших марок [12].

**Висновки.** 1. Показано, що в залежності від вмісту фосфору фосфідна евтектика має вигляд дезорієнтованих окремих включень розірваної або суцільної сітки та є ефективним армувальним матеріалом для металевої основи чавунів.

2. Згідно з літературними даними показано, що вплив фосфору на мікроструктуру та механічні властивості залежить від його концентрації в конкретних марках чавунів та їх призначення.

3. Наявність сульфідної сітки зменшує швидкість зношування перлітного чавуну в режимі сухого та мастильного тертя.

4. У фосфористому чавуні кількість кремнію істотно впливає на утворення графіту, що спонукало до розробки технології фосфористого феросиліцію.

#### Перелік посилань

1. Волчок І.П., Єгоров А.О., Слинько Г.І. Мікромеханізм руйнування і властивості фосфористих чавунів // Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій (вип. 2): В 3-х т. / Під заг. ред. В.В. Панасюка. – Львів: Каменяр, 1999. – Т. 1. – С. 208-220.

2. Андрейко І.М., Слинько Г.І., Осташ О.П., Волчок І.П. Циклічна тріщиностійкість сірих і високоміцних чавунів з підвищеним вмістом фосфору. *Фізико-хімічна механіка матеріалів*. 2000. № 6. С. 45-51.
3. Богачев І.М. *Металургія чавуну*. М.: Mashvid. 1952. 336 с.
4. Materials Science and Engineering: AV 444, iss 1-2, p. 314-317. 25 January 2007 DOI 10.1016/j.msea.2006.08.108  
Abbasi H.R., Bazdar M.; Halvae A. Effect of phosphorus as an alloying element on microstructure and mechanical properties gray cast iron.
5. Широков В.В., Арендар Л.А., Слинько Г.І., Волчок І.П. Вплив фосфідної евтектики на зношуваність високоміцних чавунів. *Фізико-хімічна механіка матеріалів*. 2003. № 2. С. 115-117.
6. Tomilson W.J., Dennison G. Effect of phosphide and matrix microstructures on the dry sliding wear of grey cast iron. *Tribology International* V. 22, iss 4, P. 259-264 August 1989. DOI 10.1016/0301-679X(89)90084-4
7. Сироквашев А.В., Бауман Б.В. Модифікація сірих фосфористих чавунів для виливків, що працюють в умовах тертя. *Ливарне виробництво*. 2000. № 9. С. 16-18.
8. Gabets D.A., Markov A.M. Investigation of the influence of alloying elements on the structure and properties of gray cast iron working under shock-frictional wear conditions // *Metal processing (technology, equipment, tools)*. -2019. -Т. 21, No. 1. -S. 70-81. - DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.1-70-81.
9. Control of Graphite Structure in high Phosphorus Grey Cast Iron Brake Shoes thtogh Ferro-Sikicon Inoculant Khuntrakool Chadanuch, Janudom Somjai, Muangjunburee Prapas, Jodjan Anusit, Mahathaninwong Narissara, Chucheep Thiemsak. *International Journal of Metalcasting*. 2024 DOI 10.1007/s 40962-024-01302-y
10. Effects of Chemical Composition on Microstructure and Properties of High Phosphorus Grey Cast Iron Brake Shoe. Khuntrakool, Chadanuch, Janudom, Somjai Muangjunburee, Prapas; Mahathaninwong, Narissara; Chucheep, Thiensak; Choticarn, Treetos Yodjan, Anusit. *International Journal of Metalcasting T16*, P. 1221-1234 July 2022. DOI 10.1007/s40962-021-00671-y.
11. Gabets D.A., Markov A.M. Issledovanie vliyaniya legiruyushchikh elementov na strukturu i svoystva serykh chugunov, rabotayushchikh v usloviyakh udarno-friktsionnogo iznosa [Study of the influence of alloying elements on the structure and properties of gray cast iron operating under conditions of shock-friction wear]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 1, pp. 70-81. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.1-70-81
12. Дослідні випробування з отримання та застосування фосфатного феросиліцію / Ж.Д. Алібаєв, Ю.І. Сухарніков, М.І. Друїнській, Н.П. Мелікаєв Інститут металургії та збагачення АН Казахстану. 1977. 5 с.

### References

1. Volchok, I. P., Yehorov, A. O., & Slyenko, H. I. (1999). Micromechanism of Fracture and Properties of Phosphorous Cast Irons. In Panasiuk, V. V. (Ed.) *Mechanics of Fracture of Materials and Strength of Structures*, Issue 2, Vol. 1. Kameniar. (pp. 208-220)
2. Andreiko, I. M., Slyenko, H. I., Ostash, O. P., & Volchok, I. P. (2000). Cyclic Crack Resistance of Gray and High-Strength Cast Irons with High Phosphorus Content. *Physical and Chemical Mechanics of Materials*, (6), 5-51
3. Bogachev, I. M. (1952). *Metallurgy of Cast Iron*. Mashgiz
4. Abbasi, H. R., Bazdar, M. & Halvae, A. (2007). Effect of Phosphorus as an Alloying Element on Microstructure and Mechanical Properties of Gray of Cast Iron. *Materials Science and Engineering*, 444(1-2), 314-317. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.08.108>
5. Shirokov, V. V., Arendar, L. A., Slyenko, H. I., & Volchok, I. P. (2003). Influence of Phosphide Eutectics on Wear of High-Strength Cast Irons. *Physical and Chemical Mechanics of Materials*. No. 2. P. 115-117
6. Tomilson, W. J., & Dennison, G. (1989). Effect of Phosphide and Matrix Microstructures on the Dry Sliding Wear of Gray Cast Iron. *Tribology International*, 22(4), 259-264. [https://doi.org/10.1016/0301-679X\(89\)90084-4](https://doi.org/10.1016/0301-679X(89)90084-4)
7. Syrokvashov, A. V., & Bauman, B. V. (2000). Modification of Gray Phosphorous Cast Irons for Castings Operating in Friction Conditions. *Foundry production*, (9), 16-18
8. Syrokvashov, A. V., Bauman, B. V., & Vorobiov, A. P. (1997). Modification of Gray Phosphorous Cast Irons for Ingots of Automobile Diesel Engine Liners. *News of Higher Educational Institutions. Black Metallurgy*, 6-77.
9. Khuntrakool, C., Janudom, S., Muangjunburee, P., Anusit, J., Narissara, M., & Thiemsak, C. (2025). Control of Graphite Structure in High Phosphorus Grey Cast Iron Brake Shoes through Ferro-Silicon Inoculant. *Inter Metalcast*, 19, 259–270. <https://doi.org/10.1007/s40962-024-01302-y>
10. Khuntrakool, C., Janudom, S., Muangjunburee, P., Mahathaninwong, N., Chucheep, T., Choticarn, T., & Yodjan, A. (2022). Effects of Chemical Composition on Microstructure and Properties of High Phosphorus Grey Cast Iron Brake Shoe. *Inter Metalcast*, 16, 1221–1234. <https://doi.org/10.1007/s40962-021-00671-y>
11. Zhukov, A. A., Afanaskin, A. V., Onalikhina, O. D., et al. (1996). Investigation of the Properties of Cast Irons Alloyed with Copper and Phosphorus Operating under High Class Conditions. *News of Higher Educational Institutions. Black Metallurgy*, (1), 59-61
12. Alibaiev, Zh. D. , Sukharnikov, Yu. I. , Druinskii, M. I. , & Melikaiev, N. P. (1977). *Experimental tests on the production and use of ferrosilicon phosphate*. Institute of Metallurgy and Enrichment of the Academy of Sciences of Kazakhstan.

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 04.03.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024

*Дерев'яно І.В., Жаданос О.В., Ярошенко Я.О., Надточій А.А.*

## Термокінетичні дослідження процесу довідновлення вторинних карбідокремнієвих матеріалів

*Derevyanko I.V., Zhadanos O.V., Yaroshenko Ya.O., Nadtochiy A.A.*

## Thermokinetic studies of the process of secondary reduction of silicon carbide materials

**Мета:** Карбід кремнію, незмінний лідер у сфері керамічних матеріалів з екстремальними властивостями, сьогодні стикається з викликом сталого розвитку. Незважаючи на широкий спектр застосувань: від виробництва абразивних інструментів, високотемпературних нагрівачів, вогнетривкої кераміки до металургії, традиційні методи виробництва SiC пов'язані з високим енергоспоживанням та значним екологічним слідом. Основна маса карбіду кремнію виробляється у печах опору по методу Ачесона. Одним із питань процесу виробництва карбіду кремнію є низький вихід товарної продукції що становить 15-19% від маси завантаження. Сучасні тенденції до створення енергоефективних та екологічно чистих технологій сприяють спонукають до використання вторинних матеріалів. В даній роботі досліджено можливість отримання карбіду кремнію металургійної якості з відходів електротермічних виробництв, що дозволить зменшити антропогенне навантаження на довкілля та знизити собівартість кінцевого продукту.

**Методика:** Проведено лабораторні дослідження термокінетики процесу довідновлення вторинних карбідокремнієвих матеріалів визначено хімічний склад отриманого карбідокремнієвміщуючого продукту.

**Результати та наукова новизна:** Досліджено можливості довідновлення вторинних матеріалів електротермічних виробництв. Проведені дослідження отриманих карбідокремнієвміщуючих матеріалів. За результатами досліджень визначено напрями використання зазначеного продукту

**Практична цінність:** Утилізація вторинних матеріалів дозволить зменшити кількість відходів, що направляються на звалища, та знизити ризик забруднення довкілля шкідливими речовинами. Створення замкнутого циклу виробництва: Впровадження технологій переробки вторинної сировини сприятиме створенню замкнутого циклу виробництва, що є одним з ключових принципів сталого розвитку.

**Ключові слова.** карбід кремнію, кінетика, піч опору, техногенні родовища, температурні зони, фронт відновлювальних реакцій, вторинні матеріали.

**Purpose:** Silicon carbide, a constant leader in the field of ceramic materials with extreme properties, today faces the challenge of sustainable development. Despite a wide range of applications: from the production of abrasive tools, high-temperature heaters, refractory ceramics to metallurgy, traditional methods of SiC production are associated with high energy consumption and a significant environmental footprint. The bulk of silicon carbide is produced in resistance furnaces using the Acheson method. One of the issues in the silicon carbide production process is the low yield of marketable products, which is 15-19% of the load weight. Modern trends in the creation of energy-efficient and environmentally friendly technologies encourage the use of secondary materials. This work investigates the possibility of obtaining metallurgical-grade silicon carbide from waste from electrothermal production, which will reduce the anthropogenic load on the environment and reduce the cost of the final product.

**Methodology:** Laboratory studies of the thermokinetics of the process of secondary silicon carbide reconditioning were conducted, the chemical composition of the resulting silicon carbide-containing product was determined.

**Results and scientific novelty:** The possibilities of secondary materials reconditioning for electrothermal production were investigated. Studies of the obtained silicon carbide-containing materials were conducted. According to the results of the studies, directions for the use of the specified product were determined

**Practical value:** Utilization of secondary materials will reduce the amount of waste sent to landfills and reduce the risk of environmental pollution by harmful substances. Creation of a closed production cycle: The introduction of secondary raw material processing technologies will contribute to the creation of a closed production cycle, which is one of the key principles of sustainable development.

**Keywords.** silicon carbide, kinetics, resistance furnace, man-made deposits, temperature zones, reduction reaction front, secondary materials.

**Введення.** Процес Ачесона в даний час є основним промисловим способом одержання технічного карбіду кремнію через відносну простоту та дешевизну процесу, можливості організації великотоннажного виробництва [1]. Традиційна технологія, запропонована Ачесоном, передбачає нагрівання реакційної маси електричним струмом. Тепловий потік, що утворився в керні, поширюється із внутрішніх зон печі від керна у зовнішні

зони. За рахунок прогрівання реакційної шихти процес карбідоутворення починається в прикерновому шарі, а потім поширюється на суміжні зони [2, 3].

Дослідження, проведені І. С. Кац [4], дозволили припустити, що в умовах промислової електропечі опору утворення SiC відбувається за такою схемою:



© Дерев'яно І.В. – к.т.н., доц. УДУНТ  
Жаданос О.В. – к.т.н., доц. УДУНТ  
Ярошенко Я.О. – аспірант УДУНТ  
Надточій А.А. – к.т.н., доц. УДУНТ

© Derevyanko I. – c.t.s., docent USUST  
Zhadanos O. – c.t.s., docent USUST  
Yaroshenko Ya. – PhD student at USUST  
Nadtochiy A. – c.t.s., docent USUST



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



Виходячи з присутності в реакційній суміші вуглецю, кремнію та кисню в реакційній зоні протікають реакції [5]:

- 1 –  $SiO_2 + C = SiO_{\text{газ}} + CO, \Delta G_{T(1)}^0 = 641450 - 315T, \text{ Дж/моль}, \lg K_{p(1)} = -33505/T + 16,45;$
- 2 –  $2SiO_2 + SiC = 3SiO_{\text{газ}} + CO, \Delta G_{T(2)}^0 = 1353300 - 629T, \text{ Дж/моль}, \lg K_{p(2)} = -70897/T + 32,86;$
- 3 –  $SiO_{\text{газ}} + 2C = SiC + CO, \Delta G_{T(3)}^0 = -74389 - 1,7T, \text{ Дж/моль}, \lg K_{p(3)} = 3886/T + 0,089;$
- 4 –  $SiO_2 + Si = 2SiO_{\text{газ}}, \Delta G_{T(4)}^0 = 600940 - 279T, \text{ Дж/моль}, \lg K_{p(4)} = -31389/T + 14,57;$
- 5 –  $SiO_{\text{газ}} + SiC = 2Si + CO, \Delta G_{T(5)}^0 = 155444 - 70T, \text{ Дж/моль}, \lg K_{p(5)} = -8119/T + 3,656;$
- 6 –  $SiO_{\text{газ}} + C = Si + CO, \Delta G_{T(6)}^0 = 40508 - 36T, \text{ Дж/моль}, \lg K_{p(6)} = -2116/T + 1,88.$

Не прореагувала шихта верхніх горизонтів завантаження (так звана зворотна шихта) після розбирання вмісту печі та відповідної підготовки використовується у поєднанні з вихідними чистими компонентами шихти для чергових плавок SiC. При накопиченні в зворотній шихті шкідливих для отримання абразивного карбіду кремнію оксидів ( $CaO + Al_2O_3 + Fe_2O_3 > 1\%$ ) частина шихти зворотної періодично виводиться з процесу і є відвальним продуктом. Відвальна шихта, яка містить значну кількість непрореагованих компонентів і домішок, традиційно вважається відходом виробництва.

Актуальним завданням електрометалургії є пошук способів ефективного використання цієї відвальної шихти для зниження загальної вартості виробництва та зменшення негативного впливу на довкілля [6].

**Постановка завдань досліджень.** Метою даної є дослідження можливості отримання карбіду

кремнію металургійної якості з вторинних матеріалів електротермічних виробництв. Залучення у виробництво вторинних матеріалів дасть значне зниження витрат на шихтові матеріали та головне – знизить собівартість готової продукції, а також дозволить вирішити екологічні проблеми регіонів, де накопичилися величезні техногенні родовища відходів.

**Термокінетичні дослідження одержання металургійного карбіду кремнію з вторинних матеріалів абразивного та вуглеграфітового виробництв.**

Досліди з одержання карбіду кремнію з вторинних матеріалів проводилися з використанням двох видів матеріалів: відвальної шихти виробництва абразивного карбіду кремнію і вуглецевмісного матеріалу вуглецево карбідокремнієвої суміші електродного виробництва хімічний склад яких наведено в табл. 1.

Таблиця 1. Хімічний склад вторинних матеріалів виробництва карбіду кремнію та вуглеграфітової продукції.

Матеріал	Зміст компонентів, % мас.					
	SiC	C	SiO <sub>2</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO
відвальна шихти виробництва абразивного карбіду кремнію	15	20	48	6,1	3,5	1,2
вуглецево карбідокремнієва суміші електродного виробництва	24,5	34	22,4	15,2	1,2	0,93

Як показує аналіз матеріалів, обидва вони не відповідають прийнятому при виробництві карбіду кремнію значенню вуглецевого модуля ( $M_c=37,5$ )

$$M_c = \frac{\sum C}{(\sum C + \sum SiO_2)}, \quad (2)$$

де  $\sum C$  - Сумарний вміст вуглецю в шихті;

$\sum SiO_2$  – сумарний вміст діоксиду кремнію у шихті; та підлягають коригуванню відповідно до рівняння (2).

Хімічний склад дослідних шихт наведено у табл. 2

Таблиця 2. Хімічний склад дослідних шихт

№ п/п	Шихта	Зміст компонентів, % мас.					
		SiC	C	SiO <sub>2</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO
1	відвальна шихта виробництва абразивного карбіду кремнію + графіт	14,55	30	43,63	5,55	3,19	1,09
2	вуглецевий карбідокремнієва суміші електродного виробництва + відвальна шихти виробництва абразивного карбіду кремнію	22,3	22,8	38,4	10,32	1,62	0,47

Дослідження термокінетичних характеристик відновного процесу одержання металургійного карбіду кремнію з використанням відвальних матеріалів, проведені в печі Таммана (рис. 1) потужністю 60 кВт за наступною методикою.

Підготовлену та скориговану шихту поміщали в графітовий тигель (7), який встановлювали в піч Таммана. Нагрів здійснювали зі швидкістю 4°C/хв. до температури 1750°C. Газ, що утворився, відводили по алундовій трубі (3) на газовий лічильник

(8) і фіксували показання через певні проміжки часу. Дослід продовжували доти, доки не припиниться виділятися газ, що означало практично повне або граничне відновлення кремнію при цій температурі. Окрім CO у газову фазу виділявся ще й монооксид кремнію, різницю між загальними втратами маси, які фіксувалися по ходу процесу, і масою визначеною за кількістю CO, приймали за масу SiO, яка становила в середньому 20% від маси газу.

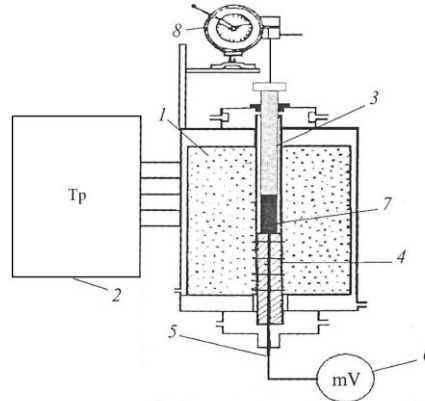


Рис. 1 Схема експериментальної установки вивчення відновлюваності шихтових матеріалів:

1 – футерування печі Таммана; 2 – пічний трансформатор 60 кВ·А; 3 – алундова трубка; 4 – графітовий нагрівач; 5 – термопара ВМ; 6 – мілівольтметр; 7 – графітовий тигель; 8 – газовий лічильник.

При відновленні елементів вуглецем кількість кисню, що виділилася з оксидів, розраховували за рівнянням:

$$\Delta O_{CO} = 0,7142 \cdot q_{CO}, \quad (3)$$

де  $q_{CO}$  - вихід газу, дм<sup>3</sup>.

Потенційно газифікований кисень оксидів кремнію, алюмінію, заліза встановлювали за хімічним складом вихідного матеріалу шихти. За наявності всіх врахованих параметрів баланс кисню у вихідній шихті визначали за виразом, г/г шихти:

$$O_{ш} = (\gamma_{O/Si} SiO_2 + \gamma_{O/Fe} Fe_2O_3 + \gamma_{O/Al} Al_2O_3) \cdot 10^{-2} H_{ш} \quad (4)$$

де  $\gamma$  – масові частки кисню у відповідному оксиді;  $H_{ш}$  - маса навішування шихти, г.

Ступінь відновлення шихти визначали за формулою:

$$\eta = \Delta O_{CO} / O_{ш} \quad (5)$$

Результати експериментів подано на рис. 2

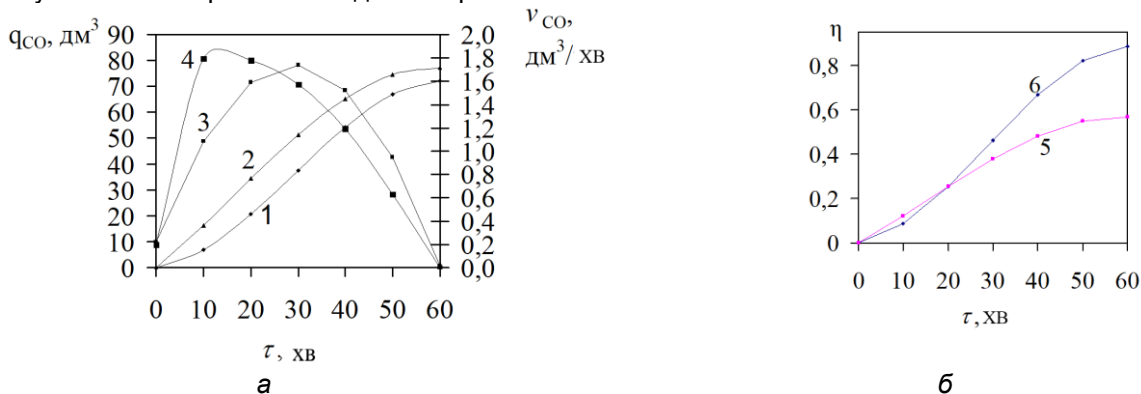


Рис. 2. Термокінетичні криві доновлення SiO<sub>2</sub> з вторинних матеріалів вуглецем: а – 1 і 2 – сумарна кількість CO, що виділилася (відвальна шихта виробництва абразивного карбіду кремнію + графіт (1) і вуглецькарбідокремнієва суміш електродного виробництва + відвальна шихта виробництва абразивного карбіду кремнію; 3 та 4 – швидкість виділення CO при відновленні шихти №1 та №2 відповідно; б – 5 та 6 – ступінь відновлення шихти №1 та №2 відповідно

Отримані експериментальні дані математично опрацьовані з використанням обчислювальної

техніки. Залежність кількості виділеного CO від часу описуються виразом (для шихти №1):

$$q_{CO} = -0,000013\tau^3 + 0,066027\tau^2 + 16,6\tau + 577,7 \text{ (м}^3\text{/кг)} \cdot 10^{-6}$$

$$R^2 = 0,97.$$

Хімічний склад отриманого продукту за вирахованням вільного вуглецю наступний, % мас.: 76,36 SiC, 6,3 SiO<sub>2</sub>, 5,6 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 2,9 Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, домішки - інше. Для шихти (№2), що складається з суміші вторинних матеріалів виробництва абразивного карбіду кремнію і електродного виробництва, кількість CO від часу описуються виразом:

$$q_{CO} = -0,000003\tau^3 + 0,008577\tau^2 + 68,3\tau - 2295,7 \text{ (м}^3\text{/кг)} \cdot 10^{-6}$$

$$R^2 = 0,98.$$

Хімічний склад отриманого продукту за вирахованням вільного вуглецю наступний, % мас.: 66,7 SiC, 13,5 SiO<sub>2</sub>, 1,6 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 6,2 Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, домішки - інше. Отримані дослідні продукти відновлення за своїм хімічним складом близькі до аморфу, що містить % мас.: 70-85 SiC, 10-15 SiO<sub>2</sub>, 0,5-1 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 0,7-1,5 Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

Таким чином, позитивні результати лабораторних досліджень показали, що відвальні матеріали

електротермічних виробництв абразивного карбіду кремнію та електродної продукції можуть використовуватися для отримання карбіду кремнію металургійної якості.

### Висновки

В результаті виконаних експериментів встановлено, що в шихті представленої сумішшю вуглецю карбідокремнієвої суміші електродного виробництва з відвальною шихтою виробництва абразивного карбіду кремнію початково міститься більша кількість SiC (22,3% проти 14,55%), при цьому втрата маси на 25% більше теоретичної свідчить про ульот кремнію у вигляді SiO<sub>r</sub>, з чого випливає що процес карбідоутворення в даній шихті йде менш інтенсивно.

Показано, що отримані дослідні продукти відновлення за своїм хімічним складом близькі до аморфу і можуть бути використані при отриманні кремнію карбіду металургійної якості.

### References

1. Boecker, W .D. (1997). Silicon Carbide: From Acheson Invention to New Industrial Products. *Paper Fachberichte*, (5), 244-251
2. Derevyanko, I. V., & Zhadanos, A. V. (2015). Researching of thermophysical processes in Acheson furnace for the production of silicon carbide. In *Proceeding of The Fourteenth international ferroalloys congress INFACON XIV "Energy efficiency and environmental friendliness are the future of the global Ferroalloy industry"*, Ukraine, Kiev, May 31-June 4, 2015, Vol. 2, pp 555-560. (<https://www.pyro.co.za/InfaconXIV/555-Derevyanko.pdf>)
3. Porada, A. N., & Hasyk M.Y. (1990). *Elektrotermiya neorhanycheskykh materiyalov*. Metallurhyya
4. Kats, Y. S. (1975). Osnovnye zakonomernosti protsessa polucheniya karbyda kremniya v promyshlennoi elektropetchy soprotivleniya. *Trudy VNIYASH*, pp. 44-51
5. Zubov, V. L., & Hasyk, M. Y. (2002) Elektrometallurhyya ferrosylytsiya. *Systemnye tekhnolohyy*
6. Derevyanko I. V., & Zhadanos O. V.(2014). Otsinka tekhnolohnoho rodovyshcha elektrottermichnoho vyrobnytstva karbidu kremniyu z metoiu vyluchennia metalurhiinoho SiC i hrafitu. In *Materialy Pershoho naukovopraktychnoho seminaru (10–14 lystopada 2014 r., m. Truskavets)*. Derzhavna komisiia Ukrainy po zapasakh korysnykh kopalyn (DKZ) (pp. 150-154). <https://surl.li/gyjnyz>

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 31.01.2024  
Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024

Velychko O.G., Kamkin V.Yu., Proidak Yu.S.

## Coordinated control of the composition of 01YUT steel and deformation processing modes to achieve specified mechanical properties

Величко О.Г., Камкін В.Ю., Проїдак Ю.С.

## Узгоджений контроль складу сталі 01ЮТ та режимів деформаційної обробки для досягнення заданих механічних властивостей

**Purpose:** to investigate the influence of the chemical composition of steel on the output from the chipboard and to establish rational parameters of deoxidation and deformation to ensure the specified values of mechanical properties. **Methods:** physicochemical modeling, thermodynamic calculations, experimental studies. **Results:** the carbon content and the degree of oxidation of the semi-finished product from the electric furnace for further vacuum treatment to obtain low-carbon steel were determined. With an increase in the oxygen flow rate supplied to the chipboard and exceeding the value required for the stoichiometry of fuel combustion reactions, the oxidation of the semi-finished product increases. To avoid the formation of calcium silicates, it is necessary to have an active oxygen content below 2.5 ppm, which is ensured by the residual content of dissolved aluminum in steel of 0.025-0.027%. **Scientific novelty:** The use of complex deoxidizers in steel production allows using the synergistic effect of the joint deoxidizing action of deoxidizing elements. The use of the methodology of physicochemical modeling made it possible to effectively solve the problem of predicting the properties of steel. To study the influence of modifier elements, as well as the main alloying components, a number of parameters characterizing the state of the alloy as a whole ( $Z_y, d$ ) were calculated. Based on information on the significant influence of the chemical composition of the steel on its properties, a database of 150 compositions was prepared to determine the optimal composition of ultra-low-carbon steels of the 01YUT, 01YUTA type by the method of physicochemical modeling. Based on the calculations, the concentrations of elements for steels of the 01YUT and 01YUTA grades were selected. **Key words:** YUT low-carbon steel, nitrogen, nitrides, vacuuming, oxidation, method of physicochemical modeling.

**Мета:** дослідити вплив хімічного складу сталі на випуску з ДСП та встановити раціональні параметри розкислення та деформації для забезпечення заданих значень механічних властивостей. **Методи:** фізико-хімічне моделювання, термодинамічні розрахунки, експериментальні дослідження. **Результати:** визначено вміст вуглецю та ступінь окислення напівфабрикату з електропечі для подальшої вакуумної обробки з метою отримання низьковуглецевої сталі. При збільшенні споживання кисню, який подається в ДСП і перевищує величину, необхідну для стехіометрії реакцій горіння палива, відбувається підвищення окислення напівпродукту. Для уникнення утворення силікатів кальцію необхідно мати вміст активного кисню нижче 2,5 ppm, що забезпечується залишковим вмістом розчиненого алюмінію в сталі 0,025-0,027%. **Наукова новизна:** Використання комплексних розкислювачів у виробництві сталі дозволяє використовувати синергетичний ефект спільної розкислювальної дії елементів-розкислювачів. Залучення фізико-хімічної методології моделювання дозволило ефективно вирішити задачу прогнозування властивостей сталі. Для дослідження впливу елементів-модифікаторів, а також основних легуючих компонентів розраховано ряд параметрів, що характеризують стан сплаву в цілому ( $Z_y, d$ ). На основі інформації про істотний вплив хімічного складу сталі на її властивості підготовлено базу даних із 150 складів для визначення оптимального складу ультранизьковуглецевих сталей типу 01ЮТ, 01ЮТА методом фізико-хімічного моделювання. На основі розрахунків обрані концентрації елементів для сталей типу 01 ЮТ та 01 ЮТА.

**Ключові слова:** YUT низьковуглецева сталь, азот, нітриди, вакуумування, окисдування, метод фізико-хімічне моделювання.

### Introduction

In recent years, the requirements for the main service characteristics (stampability, strength, corrosion resistance) of steels have increased several times, which indicates the need to find new, fundamentally different ways to achieve a given level of properties.

The physical and chemical properties of the metal are formed throughout the entire production cycle, however, post-bake processing has the greatest impact on the quality and properties of the finished metal, which necessitates the selection of its rational

parameters depending on the characteristics of the target product. In a number of works [1-4] much attention is paid to the issues of developing low-carbon steel production technology, especially the influence of the formed structure of the metal on the mechanical properties of the metal is studied in detail. Thus, at present relevant for metallurgical enterprises the task is to develop production technology pure steels with the use of modern complex "arc steel melting furnace – installation ladle furnace - Vacuum treatment - continuous

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

Камкін В.Ю. – УДУНТ

Проїдак Ю.С. – д.т.н., проф. УДУНТ

© Velychko O. – d.t.s., professor, USUST Academician of

the National Academy of Sciences of Ukraine

Kamkin V. – USUST

Proidak Yu. – d.t.s., profstssor, USUST



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

machine billet casting, which is especially important for the release low carbon steels.

Unlike the oxygen-converter processes, where 60-90% metal fillings are made of liquid cast iron, with electro smelting up to 100% scrap is used in the land-fill, much of which is of unknown origin. Liquid cast iron, apart from P and S, practically does not contain others admixture, therefore the converter steel have good weldability and are mainly used for sheet products. Scrap supplies in metal electric arc furnace non-ferrous metal impurities, oxide and nitride inclusions, as well as microdefects at the atomic level, characteristic of the primary metal of each scrap piece [6].

Application as part of bulk materials liquid cast iron free from harmful impurities allows to significantly increase purity and quality molten metal, however, it is optimal the amount is  $\approx 30\%$  [7], because on the one hand he brings an additional amount of physical and chemical heat, and this causes a reduction in consumption of electricity and increasing productivity, and with another is caused by the need for significant oxidation of the amount of carbon, which increases the duration of melting and reduces productivity [8]. Also the application of liquid cast iron in the chipboard charge leads to increase in oxygen consumption for metal purging with 35 m<sup>3</sup>/t when working without cast iron in a charge of up to 37 m<sup>3</sup>/t with iron content in the charge is 30% and up to 45 m<sup>3</sup>/t at his content of 50%.

Contamination of steel scrap with non-ferrous metals, mainly copper, which is in the process melting of steel from the metal is not removed, leads to the reduction of plastic properties of steel and causes the formation of defects in the finished rolling stock. Yes, in foreign practice in the production of steel copper

content is permissible for building structures  $\leq 0.48\%$ , and in steel for cold-rolled sheet  $\leq 0.06\%$ . Therefore, to reduce the content of copper and others non-ferrous metals in steel must be provided preparation of scrap. A feature of the electro baked semi-product is increased nitrogen content, which leads to the formation of dispersed particles of iron nitrides, which inhibit the movement of dislocations and reduce plasticity properties of steel.

According to the authors [9] nitrogen content in steels for deep drawing is not should exceed  $30 \cdot 10^{-4}\%$ . Reducing content nitrogen is achieved through selective selection scrap metal and process management in chipboard on foamed slag [10 - 12]. For ultra of low-carbon steels is also important coordinated control of carbon and oxygen content to achieve low residual oxygen during the decarburization process, which is useful for improving the purity of steel [13, 14].

**The goal of the work.** To improve the quality of the received of steel and rationalization of the use of deoxidizers it is necessary to justify the optimal parameters of the semi-finished product and optimize indicators of non-baking steel processing. For this it is necessary to investigate the effect of characteristics intermediate product (oxidation, carbon content, etc harmful impurities, metal temperature at release) on the course of processes during further out-of-furnace processing to obtain steel with the specified level of mechanical properties. **Research results and discussion.** Research results and their discussion. The carbon content and degree of oxidation of the semi-finished product from the electric arc furnace were determined for further vacuum processing in order to obtain low-carbon steel (Table 1).

Table 1. Indicators of low-carbon melts produced from chipboard

Melting №	Carbon content, % (chemical analysis data/a <sub>o</sub> )	a <sub>o</sub> at outlet, ppm	Temperature be- fore outlet, °C	Coke con- sumption, kg/t of steel	O <sub>2</sub> for coke combus- tion, m <sup>3</sup> /t	Oxygen for ox- idation of im- purities, m <sup>3</sup> /t	Duration swim- ming trunks, minutes
1	0,0554/0,035	1145	1653	10,22	9.54	10.18	49
2	0,0958/0,032	1299	1701	6,5	6.07	20.92	57
3	0,0765/0,038	1118	1719	5,79	5.40	21.55	49
4	0,0742/0,033	1213	1644	24,51	22.88	18.60	59
5	0,0542/0,026	1445	1703	29,76	27.78	11.62	65
6	0,0383/0,030	1316	1660	17,42	16.26	25.36	55
7	0,0293/0,025	1799	1741	8,21	7.66	27.69	73
	0,0432/0,029	1470	1694	8,73	8.15	26.81	65
	0,0508/0,025	1741	1707	13.57	12.67	15.64	61

On all swimming trunks, despite being quite large the amount of carbon-containing materials supplied on heating the metal in the furnace, received a low content carbon (values in the range of 0.03-0.096% by chemical analysis and 0.025-0.038% by oxidation). Metal oxidation at the outlet is 1118-1799 ppm, temperature - 1653 - 1741°C. Also listed the results of calculating the amount of oxygen that goes to oxidation of impurities found as the difference between by the total amount of oxygen supplied to the furnace and is spent on burning coke. There is a certain dependence between the consumption of oxygen in excess of its necessary amount

to ensure the stoichiometry of the coke combustion reaction, oxidation at the outlet and the temperature of the metal. Increased oxidation of the semi-product occurs when oxygen consumption increases, which served in chipboard and exceeding the value necessary for the stoichiometry of fuel combustion reactions.

Due to the amount of oxygen above the stoichiometric carbon and some impurities are oxidized became. At the same time, the receipt is very high oxidation is undesirable from the point of view of reduction output of suitable (iron soot), as well as from inspection on reducing the stability of the lining. Oxidation at



production of especially low-carbon steel should be such as to ensure removal of carbon from the initial semi-product to the given one limits, as well as those amounts of carbon which come from deoxidation of steel from ferroalloys and electrodes when heating steel on a ladle furnace installation, as well as from a periclase-carbon lining steel ladle (carbon content in the slag area belt 10-12%, in the lining of the walls and bottom - 6%). As the results of the calculations show a minimum the necessary amount of active oxygen for obtaining a carbon content in steel of 0.005% at different initial content of it in the semi-finished product, c in

most cases there is oxidation at the output sufficient, and often even excessive, for removal of carbon during subsequent out-of-furnace metal processing. At the same time, it is necessary to take into account the amount of carbon that comes in after being released metal from the furnace. Carbon can come from ferromanganese and silicomanganese. Thus, the required amount of oxygen to oxidize the carbon of the ferroalloy was calculated for ferromanganese FMn78 deoxidized with carbon, which contains up to 7% carbon, when fed to the bucket for grading and with a degree of assimilation of 35% (Table 2).

Table 2. The necessary amount of oxygen to remove carbon, which is introduced by ferromanganese

Manganese content in finished steel	FMn consumption, kg/t	Increase in carbon content, % contributed by FMn		Amount of oxygen, ppm, required for the oxidation of FMn carbon	
		100	35	100	35
0.10	3.91	0.03	0.01	365.30	127.85
0.15	5.87	0.04	0.01	547.95	191.78
0.20	7.83	0.05	0.02	730.59	255.71
0.30	11.74	0.08	0.03	1095.89	383.56
0.40	15.66	0.11	0.04	1461.19	511.42
0.50	19.57	0.14	0.05	1826.48	639.27
0.60	23.48	0.16	0.06	2191.78	767.12

Comparison of calculated and actual values of oxidation of steel at the exit from the furnace show that the smelting technology provides oxidation of the additional amount of carbon added to the metal when ferromanganese is used for all low-carbon grades of steel in which the manganese content does not exceed

0.3%. To eliminate overoxidation of the metal at the outlet, before adding deoxidizers, it is necessary to introduce a certain amount of aluminium, taking into account the different amount of aluminium that will be oxidized, and maintaining the ability of the metal to self-oxidize with carbon during vacuuming (Table 3).

Table 3. Consumption of aluminium on experimental smelters to remove overoxidation.

Smelting No	The amount of overoxidation, ppm	Consumption of aluminium at the outlet to remove overoxidation without taking into account burning, kg/melt	Consumption of aluminium at the outlet to remove overoxidation (burning 50%), kg/melt	Real consumption of aluminium for melting, kg
1	473	42.04444	84.08889	100
2	88.33333	7.851852	15.7037	100
3	164.6667	14.63704	29.27407	100
4	290.3333	25.80741	51.61481	0
5	789	70.13333	140.2667	150
6	872	77.51111	155.0222	0
7	1475	131.1111	262.2222	100
8	960.6667	85.39259	170.7852	100
9	1130.333	100.4741	200.9481	100

In real conditions, when the carbon content at the outlet is less than 0.04% for low-carbon steel grades, up to 150 kg of aluminium (120 t) is added to the ladle in flakes or shavings pressed into tablets, as a result of which the maximum reduction of oxidation (at 100% degree of assimilation aluminium) can be 1111 ppm. Given the fact that at least 50% of the aluminium is burned off due to exposure to the atmosphere and slag during production, the actual oxidation recovery does not exceed 555 ppm. A comparison of the consumption of aluminium according to the technological map and according to the calculation shows that the real value of its quantity does not correlate with the degree

of re-oxidation of the metal. Excess aluminium consumption will reduce the potential for carbon removal during vacuuming (requiring additional oxygen in one form or another), while aluminium deficiency will result in excessive oxidation of manganese from ferromanganese or silicomanganese. Thus, during vacuuming, due to the high oxidizability of the metal, the carbon content can be reduced.

For binary systems, the calculated deoxidizing capacity of carbon with a content of 0.55-0.62% is higher than that of silicon with a content of 0.25-0.45%. Manganese is a relatively weak deoxidizer and does not ensure reduction of metal oxidation to the required

limits. However, manganese is used in the smelting of many grades of steel. The positive effect of manganese on the properties of steel is associated with a decrease in the sulphur content, an improvement in the removal of formed MnO inclusions due to a low inter-phase tension at the "metal-MnO inclusion" separation boundary. The deoxidizing effect of manganese in the presence of carbon can be manifested when it is introduced into the metal together with other stronger deoxidizers - silicon, aluminium. The influence of manganese and silicon as weaker deoxidizers on the deoxidizing capacity of carbon for ternary systems is taken into account through interaction parameters, the values of which are given in [16]. In view of this, the equilibrium content of oxygen in the metal before vacuuming was a maximum of 31.4 ppm (at the content, %: carbon 0.55, silicon 0.25, manganese 0.56); minimum 27.0 ppm (at the content, %: carbon 0.61, silicon 0.42, manganese 0.85). A comparison of the obtained calculated values of oxygen content with the results of direct determination of oxidation by CELOX sensors showed their good agreement (minimum 28 ppm, maximum 43 ppm) at a temperature of 1610-1630°C.

In the practice of steel production, the use of complex deoxidizers has a number of advantages. When they are used, the thermodynamic conditions of deoxidation are significantly improved. It is known that manganese increases the deoxidizing capacity of silicon. Manganese and silicon individually and together increase the deoxidizing capacity of aluminium. This is due to a decrease in the thermodynamic activity of the formed oxide in complex deoxidation products, which differ from the composition of the products during separate deoxidation. When using silicocalcium to modify steel, the silicon included in the composition of silicocalcium can have a deoxidizing effect under the condition of the formation of an oxide phase (calcium silicates), in which the activity of SiO<sub>2</sub> will be less than one. When the activity of silica decreases, the effect of silicon in silicocalcium increases. According to the literature, the minimum activity of SiO<sub>2</sub> is 0.024 in dicalcium silicate. Therefore, the calculations were performed for the formation of 2CaO·SiO<sub>2</sub>.

The results of the calculation of the equilibrium oxygen content at different concentrations of deoxidizer elements and temperatures are shown in Table 1 (deoxidizers are Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, SiO<sub>2</sub>, and 2CaO·SiO<sub>2</sub>).

Table 4. Equilibrium content of oxygen during deoxidation with aluminum and silicon

Deoxidizer element	Deoxidation product	Concentration of deoxidizer, %	Oxygen activity, ppm at temperature (°C)		
			1500	1550	1600
Aluminum	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,015	1,26	2,68	6,1
		0,020	1,05	2,24	5,2
		0,025	0,92	1,96	4,6
		0,030	0,825	1,75	4,1
Silicon	SiO <sub>2</sub>	0,25	28,7	48,5	81,0
		0,30	26,0	44,0	74,5
		0,35	24,0	41,0	69,0
		0,40	22,6	39,0	65,0
Silicocalcium	2CaO·SiO <sub>2</sub>	0,25	4,35	7,5	12,6
		0,30	4,0	6,9	11,5
		0,35	3,7	6,45	10,7
		0,40	3,4	6,0	10,0

As the results of the calculations show, in the concentration range corresponding to the grade composition of the steel, aluminium has the greatest deoxidizing capacity. However, during the formation of dicalcium silicate, silicon silicocalcium is able to have a deoxidizing effect, forming silicate non-metallic inclusions. In order to avoid the formation of calcium silicates, it is necessary to have an active oxygen content below 2.5 ppm, which is provided by a residual content of dissolved aluminium in the steel of 0.025-0.027% (determined by the CELOX sensor). The high chemical activity of pure calcium and the high elasticity of its vapors at the temperature of steelmaking lead to the need to use in metallurgical technology not pure calcium, but its alloys. Silicocalcium of various brands, alloys with aluminium, magnesium are most widely used. Aluminium is the most widely used deoxidizer and element that grinds the grain, but causes the formation of refractory inclusions capable of agglomeration. During rolling, they form chains of alumina and the mechanical

properties of steel. If calcium is used at the same time as aluminium, then the resulting inclusions are low-melting calcium aluminates. They are in a liquid state and can quickly float in steel. The inclusions remaining in the steel are small in size and spherical in shape and do not reduce the mechanical properties of the steel. During the deoxidation of steel with aluminocalcium, the composition of the deoxidation products is determined by the FeO-CaO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> state diagram. Analysis of this diagram shows the possibility of the formation of the following non-metallic phases: calcium mono-, bi- and hexaaluminates, calcium and aluminum oxides, hercynite, oxide melt (FeO, CaO, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>), as well as gaseous calcium. The main thing is the formation in liquid steel of low-melting products with high fluidity of deoxidation reactions to ensure their assimilation by slag. Modern processes of steel modification are blowing the metal in a ladle with a powdered form of calcium or its alloys at a great depth with submerged lances; shooting a container with calcium into a bucket;

inserting into the metal at high speed a wire containing calcium compounds clad with steel. As noted in [4], the efficiency of calcium alloys increases when they are used together with aluminium. In this case, the negative influence of sulphide inclusions is reduced and the accumulation of particles (clusters) of oxysulfide inclusions characteristic of alumina do not appear. The use of complex deoxidizers in the production of steel allows you to use the synergistic effect of the joint deoxidizing action of the deoxidizing elements. The use of calcium allows you to significantly improve the quality of steel by controlling the morphology of non-metallic inclusions, increasing the degree of deoxidation and desulfurization.

**Physic-chemical modelling** for forecasting and management properties of steel. Involvement of physico-chemical methodology modelling made it possible to solve the task of predicting steel properties quite effectively. The theory of physicochemical modelling is based on a single metallochemical interpretation of the elementary act of interatomic interaction. The physico-chemical model of the alloy structure by E.V. Prikhodko [17] is based on the use of the equations of the system of non-polarized ionic radii (SNIR) to calculate parameters, the combination of which can characterize the properties of the melt as a chemically unified whole with any number of components in the system and different ratios between their concentrations.

The main parameters of SNIR include:  $Z_y$  - the number of electrons involved in the formation of an average acceptor bond; this value is an integral characteristic of interatomic interaction in a multicomponent

system and can be interpreted as the chemical equivalent of a given composition;  $d$  is the corresponding  $Z_y$  internuclear distance. Depending on the chemical characteristics of the components of metal melts, first of all, their position in the Periodic Table and the electronic configuration corresponding to these positions, the role of the main parameter that controls changes in one or another property can be performed by either  $Z_y$  or  $d$ . The mentioned parameters are determined on the basis of the accepted assumption that the probability of the formation of double bonds in the AXBYCZ melt ...namely A-A, A-B, A-C, ..., B-B, B-C, ..., C-C ... are proportional to the product of the corresponding molar concentrations. At the same time, any deviation from the statistical definition can be taken into account by varying the possibilities of the occurrence of connections of various types.

To study the influence of modifier elements, as well as the main alloying components, a number of parameters characterizing the state of the alloy as a whole ( $Z_y$ ,  $d$ ) were calculated. These parameters are calculated for fifteen alloys while varying a single element in order to assess the influence of the concentration of alloying and modifying elements on the steel properties. Based on information about the significant influence of the chemical composition of steel on its properties, a database containing 150 compositions was prepared for determining the optimal composition of ultra-low-carbon steels of the 01YUT, 01YUTA type by the method of physicochemical modelling. The typical composition of the investigated steels 01YUTA and 01YUT has the following content of components, % by mass:

Steel brand	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Ti	N <sub>2</sub>	Ca
01YUT	0.003	0.13	0.02	0.008	0.012	0.01	0.01	0.02	0.041	0.056	0.004	-
01YUTA	0.002	0.12	0.01	0.006	0.011	0.01	0.01	0.02	0.05	0.062	0.005	0.0002

The concentration range of elements was set based on literature data. 150 compositions of experimental steels of type 01YUTA and 01YUT were

analysed. Calculated composition of alloy type 01YUT, 01YUTA for modelling interatomic interaction and integral parameters, % wt.:

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Ti	N <sub>2</sub>	Ca
0.002	0.091	0.01	0.0064	0.008	0.08	0.008	0.01	0.031	0.044	0.003	0.0001
0.0048	0.029	0.038	0.0094	0.0018	0.02	0.02	0.038	0.059	0.072	0.0058	0.0004

Below are the results of calculating the values of the  $d$  parameter depending on the content of carbon, manganese, silicon for the calculated alloy 01YUT.

The change in parameter  $d$  depending on the content of carbon, manganese, silicon, phosphorus, sulphur in the calculated alloy 01YUT was also calculated. The obtained data on the change of the parameter  $d$  depending on the composition of the alloy show that the chemical elements are different affect the distance between atoms in the melt. For 01YUTA steel, the  $d$  parameter does not change at manganese content of 0.009...0.024% and chromium 0.008...0.036% and with a nickel content of 0.009...0.023%, copper 0.008...0.036%, calcium 0.0001...0.0004%. With by increasing the silicon content, parameter  $d$  decreases,

does not change with chromium content 0.02...0.08%, nickel 0.008...0.02%, copper 0.01...0.038%. For 01YUT steel, the parameter  $Z_y$  increases with increasing content of silicon and manganese and chromium. Considered integral parameters characterize the state of the system and determine the change properties of steels. Based on calculations selected element concentrations for type steels 01 YUT and 01 YUTA, which are in the range: carbon 0.002...0.003%, manganese 0.12...0.13%, silicon 0.01...0.02%, phosphorus 0.006...0.008%, sulphur 0.011...0.012%, aluminium 0.04...0.05%, titanium 0.05...0.06%, nitrogen 0.004...0.005%, calcium 0.0002...0.0003%. Such a concentration interval elements will provide optimal complex of properties of steels.

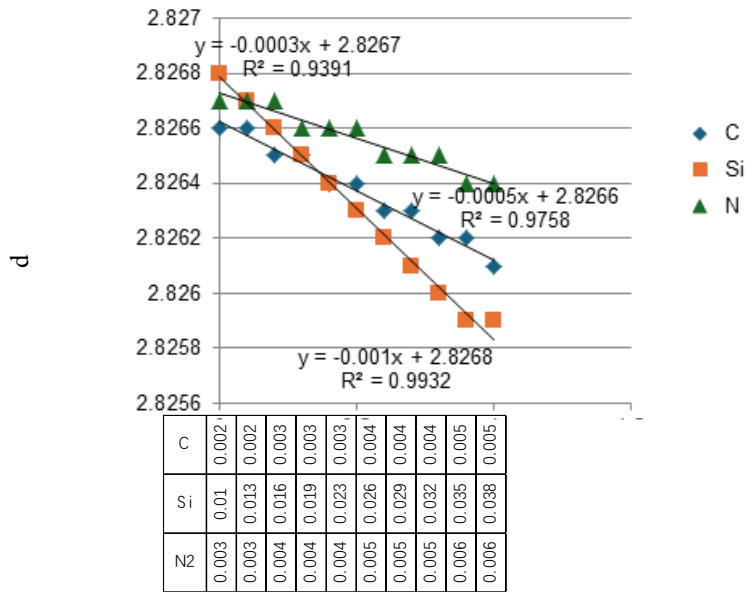


Fig 1. Change in parameter d depending on the content of carbon, silicon, and nitrogen in 01YUTA steel

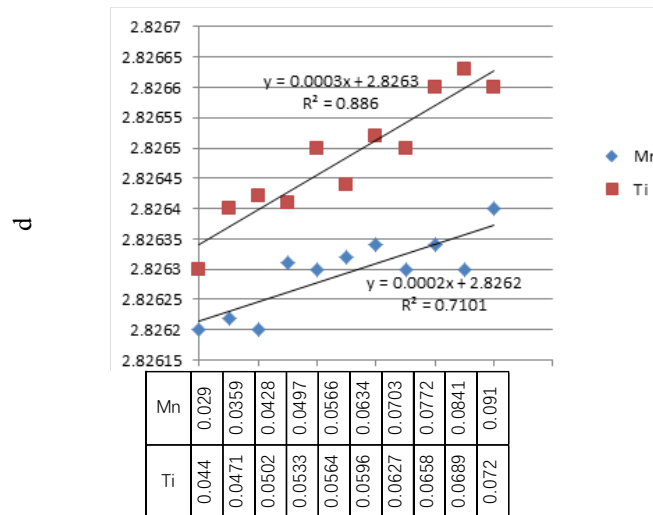


Fig 2. Change in parameter d depending on the content of manganese and titanium in 01YUTA steel

For the calculated alloy 01YUT, the change in the Zy parameter was determined depending on the content of chromium.

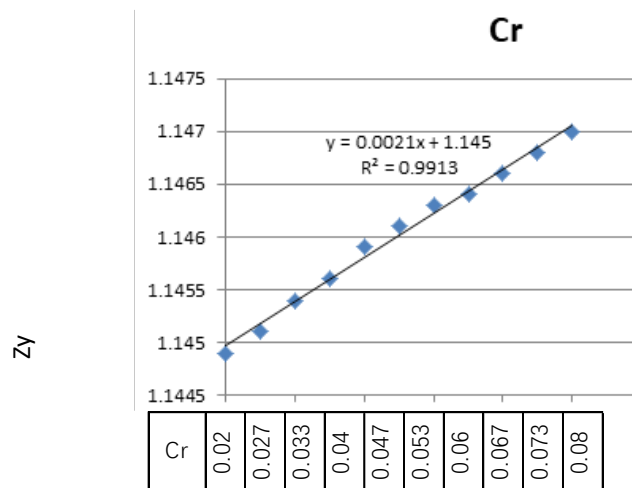


Fig. 3. Change of the Zy parameter depending on the chromium content in 01YUTA steel

**The results of the rolling of test samples.** Heating the metal before rolling was carried out in an electric furnace with at a speed of 3°C/s, rolling was carried out at laboratory one cell condition for one and for two passes, the rolling speed was 1.4 m/m, the duration of the pause between passes is 13-15 seconds. After rolling, the samples were cooled in air from temperature of the end of rolling to the temperature environment,

speed cooling 5-8°C/s, or for simulation purposes sheet winding was loaded into an electric furnace, the temperature of which corresponds to the temperature winding into a roll, and cooled together with the furnace to ambient temperature with a cooling rate of 0.05°C/s.

Microstructures of hot-rolled ultra-low-carbon steels are shown in Figure 1.

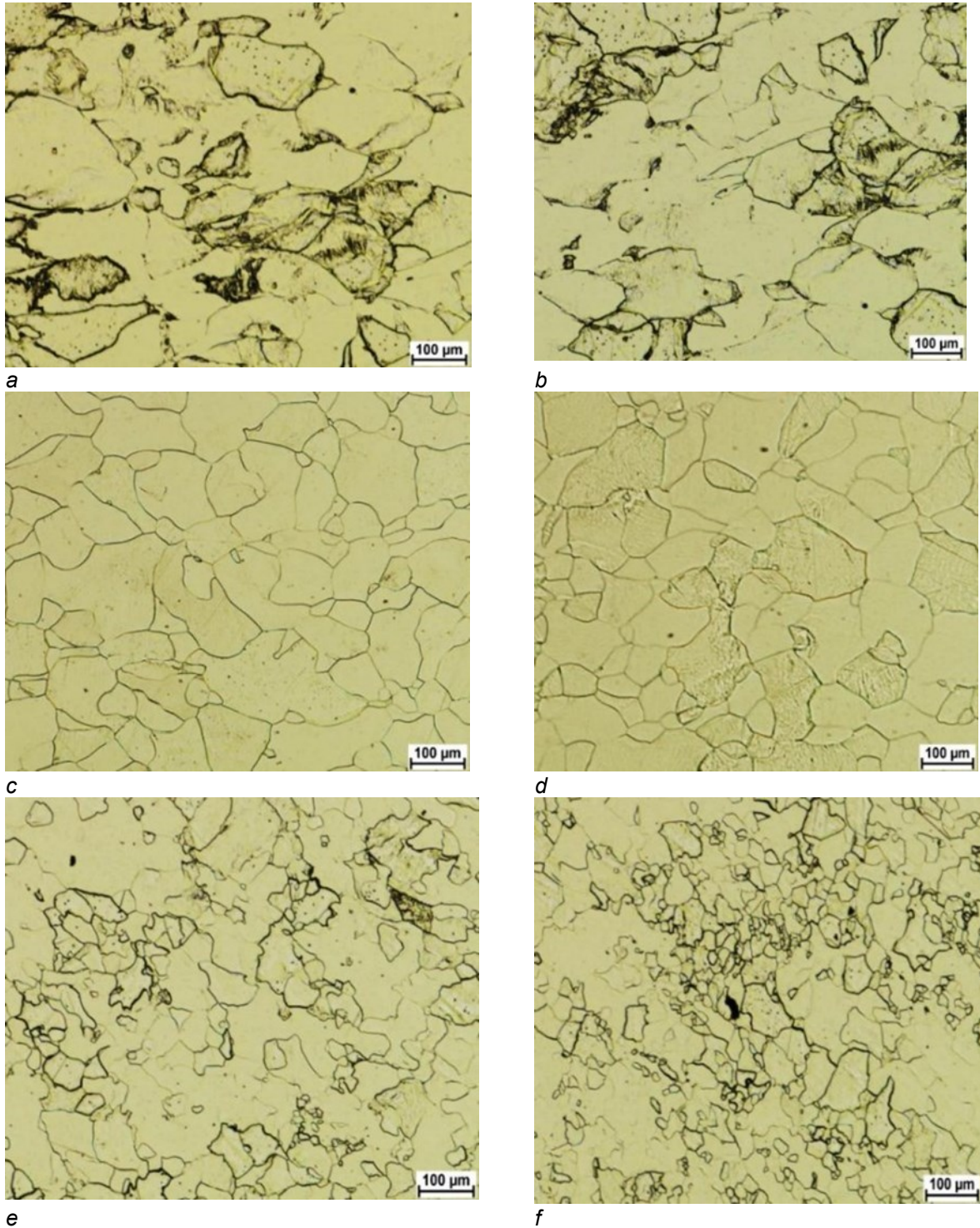


Fig 4. - Microstructure of hot-rolled ultra-low-carbon steels: a, b – 01YUT; c, d – 01YUT; e, f – 01YUT(Ca)



The microstructure of 01YUTA steel (Fig. 1, a, b), which was rolled in two passes: the first – in the austenitic region, the second – in the ferritic region of the temper tour with a degree of deformation of 60.0% and cooled in air (Fig. 1, a, b) is characterized by the presence of a fine-grained layer in the surface zone of the sheet with a thickness of 150-200 microns. The size of the ferrite grain in this layer is 10-20  $\mu\text{m}$ . The grain size in the central zone is 20-130  $\mu\text{m}$ . Thus, zonal heterogeneity is observed.

Microstructure of steel 01YUT (Fig. 1, c, d), rolled in two passes: the first – in the austenitic region, the second – in the ferritic temperature region with a degree of deformation of 60.0% and cooled in air (Fig. 1, c, d), is characterized by the presence of a fine-grained layer 150-200 microns thick in some areas of the headquarters. The size of the ferrite grain in the surface layer is 10-20  $\mu\text{m}$ , in the central layer 15-130  $\mu\text{m}$ .

The microstructure of steel 01YUT(Ca) (Fig. 1, d, e) rolled in two passes: the first – in the austenitic region, the second – in the ferritic region at temperatures with a degree of deformation of 60.0% and cooled in air (Fig. 1, d, e), is characterized by the presence of a fine-grained layer 100-200  $\mu\text{m}$  thick in some areas of the headquarters. The size of the ferrite grain in the surface layer is 5-20 microns, in the central layer the cores are 15-130 microns.

### Conclusions

Based on the performed analysis of indicators existing technology of smelting and out-of-furnace processing low-carbon steel established factors that

contribute to reducing the carbon content in the finished steel: high oxidation of steel at the melting point; relatively low carbon content at the melting point; high metal temperature at the outlet.

Shown is the possibility of receiving at the release of Semi-finished chipboard with a carbon content of less than 0.03% and high oxidation, which creates prerequisites to obtain especially low-carbon steel during its subsequent out-of-furnace processing. Thermodynamic calculations and on the basis analysis of the results of previous ice melts of low-carbon steel, it is shown that the activity oxygen in the semi-product to obtain especially of low-carbon steel should be such that ensure the removal of carbon from it to of the given limit, as well as those amounts of carbon which come from deoxidation of steel from ferroalloys and electrodes when heating steel in a ladle-furnace, a also from the periclase-carbon lining of the steel ladle (carbon content in the area of the slag belt is 10-12%, c wall and floor linings - 6%); metal on release from Chipboard is oxidized. Consumption of aluminium on release does not correlate with the degree of overoxidation metal, which would be desirable for stabilization and reduction of silicomanganese carbon monoxide; pressure reduction in a vacuum chamber up to 100 mbar is theoretically enough for the predominant oxidation of carbon in comparable to manganese and silicon in everything temperature range of the technological process.

The results of physicochemical modelling for determining the optimal composition of low-carbon steel are presented. Modes of deformation treatment of experimental steel samples have been established.

### Перелік посилань

1. Проїдак Ю.С. Рафинирование низкоуглеродистой электростали при внепечной обработке на УКП / Ю.С. Проїдак, Л. В. Камкина, А.П. Стовпченко, Ю. Д. Стогний, Ю.Н. Грищенко // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2010. – №7. – С. 218-220.
2. The energy consumption and carbon emission of the integrated steel mill with oxygen blast furnace. *Resources, Conservation and Recycling*. Volume 117, Part A, February 2017, Pages 58-65. Peng Jin, Zeyi Jiang, Cheng Bao, Shiyu Hao, Xinxin Zhang. <https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2015.07.008>
3. J.-P. Birat. Impact of steelmaking and casting technologies on processing and properties of steel // *Ironmaking and Steelmaking*. - 2001. - Vol. 28. - № 2. - P. 152-158.
4. Стогний Ю.Д. Анализ влияния технологических параметров плавки и рациональные режимы получения низкоуглеродистой стали / Ю.Д. Стогний, А.П. Стовпченко, Ю.С. Проїдак, Л.В. Камкина // *Системні технології*. №3. – 2010. – С.156-162.
5. Zhiyuan Fan, S. Julio Friedmann. Low-carbon production of iron and steel: Technology options, economic assessment, and policy. *Review. Joule*. Volume 5, Issue 4, 21 April 2021, Pages 829-862. <https://doi.org/10.1016/j.joule.2021.02.018>
6. Toktarova, A.; Karlsson, I.; Rootzén, J.; Göransson, L.; Odenberger, M.; Johnsson, F. Pathways for Low-Carbon Transition of the Steel Industry—A Swedish Case Study. *Energies* 2020, 13, 3840. <https://doi.org/10.3390/en13153840>
7. Andreas Orth, Nikola Anastasijevic, Heinz Eichberger. Low CO2 emission technologies for iron and steelmaking as well as titania slag production. *Minerals Engineering*. Volume 20, Issue 9, August 2007, Pages 854-861. <https://doi.org/10.1016/j.mineng.2007.02.007>.
8. Кемпкен Й. Модельные расчеты изменения содержания азота в стали по ходу продувки в конвертере ЛД / Й. Кемпкен, В. Плюшкель // *Черные металлы*. – 1996. – №1. – С. 23-30
9. Min Wang, Yan-ping Bao, Quan Yang, Li-hua Zhao, Lu Lin. Coordinated control of carbon and oxygen for ultra-low-carbon interstitial-free steel in a smelting process. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials*. December 2015, Volume 22, Issue 12, pp 1252–1259. DOI:10.1007/s12613-015-1192-x.
10. B. Deo, A. Overbosch, B. Snoeijer, D. Das, K. Srinivas, Control of slag formation, foaming, slopping, and chaos in BOF, *Trans. Indian Inst. Met.*, 66(2013), No. 5, p. 543.
11. B. Deo, A. Karamchetty, A. Paul, P. Singh, and R.P. Chhabra, Characterization of slag-metal dropletgas emulsion in oxygen steelmaking converters, *ISIJ Int.*, 36(1996), No. 6, p. 658
12. F.P. Tang, Z. Li, X.F. Wang, B.W. Chen, and P. Fei, Cleaning IF molten steel with dispersed in-situ hetero-phases induces by the composite sphere explosive reaction in RH ladles, *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, 18(2011), No. 2, p. 144

13. Zhijun HE , Yonglong JIN , Jihui LIU , Zhigang GUAN. Technology study of smelting the super-lowcarbon stainless steel with vod refining furnace. *metallurgia international*. Vol. XVII no. 2 (2012).
14. Turkdogan E.T.: *Fundamentals of Steelmaking*. The University Press, Cambridge. 1996.
15. Ashok K., Mandal G.K., Bandyopadhyay D. Theoretical Investigation on Deoxidation of Liquid Steel for Fe-Al-Si-O System. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, 2015, Volume 68, Supplement 1, p. 9-18. <http://link.springer.com/article/10.1007%2Fs12666-015-0574-0#page-2>
16. Malyutin K.V., Paderin S.N.: Interaction Parameters of carbon in Liquid Iron and Thermodynamics of Carbon and Oxygen in Alloyed Iron Melts. *Russian Metallurgy (Metally)*, 2007, Volume 2007, Issue 7, p. 545-551. <http://link.springer.com/article/10.1134%2FS003602950707002#page-1>
17. Приходько Э.В. *Металлохимия комплексного легирования М.: Металлургия*, 1983. — 184 с.: ил.

### References

1. Proidak, Yu. S., Kamkyna, L. V., Stovpchenko, A. P., Stohnyi, Yu. D., & Hryshchenko, Yu. N. (2010). Rafinирование nizkouglerodistoi elektrostali pri vnepechnoi obrabotke na UKP. *Metallurgicheskaja i gornorudnaia promyshlennost*, (7), 218-220
2. Jin, P., Jiang, Z., Bao, C., Hao, S., & Zhang, X. (2017). The energy consumption and carbon emission of the integrated steel mill with oxygen blast furnace. *Resources, Conservation and Recycling*, 117, Part A, 58-65. <https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2015.07.008>
3. Birat, J.-P. (2001). Impact of steelmaking and casting technologies on processing and properties of steel. *Ironmaking and Steelmaking*, 28(2), 152-158
4. Stohnyi, Yu. D., Stovpchenko, A. P., Proidak, Yu. S., & Kamkyna, L. V. (2010). Analiz vliyaniya tekhnolohycheskykh parametrov plavky y ratsyonalnye rezhymy polucheniya nyzkouglerodystoi staly. *Systemni tekhnolohii*, (3), 156-162
5. Fan, Z., & Friedmann, S. J. (2021). Low-carbon production of iron and steel: Technology options, economic assessment, and policy. *Review. Joule*, 5(4), 829-862. <https://doi.org/10.1016/j.joule.2021.02.018>
6. Toktarova, A., Karlsson, I., Rootzén, J., Göransson, L., Odenberger, M., & Johnsson, F. (2020). Pathways for Low-Carbon Transition of the Steel Industry – A Swedish Case Study. *Energies*, 13(15), 3840. <https://doi.org/10.3390/en13153840>
7. Orth, A., Anastasijevic, N., & Eichberger, H. (2007). Low CO2 emission technologies for iron and steelmaking as well as titania slag production. *Minerals Engineering*, 20(9), 854-861. <https://doi.org/10.1016/j.mineng.2007.02.007>
8. Kempken, I., & Pliushkel, V. (1996). Modelnye raschety izmeneniia sodержaniia azota v stali po khodu produvki v konvertere LD. *Chernye metally*, (1), 23-30
9. Wang M., Bao Y., Yang Q., Zhao L., & Lin L. (2015). Coordinated control of carbon and oxygen for ultra-low-carbon interstitial-free steel in a smelting process. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials*, 22(12), 1252–1259. <https://doi.org/10.1007/s12613-015-1192-x>
10. Deo, B., Overbosch, A., Snoeijer, B., Das, D., & Srinivas, K. (2013). Control of slag formation, foaming, slopping, and chaos in BOF. *Trans. Indian Inst. Met.*, 66(5), 543
11. Deo, B., Karamchetty, A., Paul, A., Singh, P., & Chhabra, R. P. (1996). Characterization of slag-metal dropletgas emulsion in oxygen steelmaking converters. *ISIJ Int.*, 36(6), 658
12. Tang, F. P., Li, Z., Wang, X. F., Chen, B. W., & Feim P. (2011). Cleaning IF molten steel with dispersed in-situ heterophases induces by the composite sphere explosive reaction in RH ladles. *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, 18(2), 144
13. He, Z., Jin, Y., Liu, J., & Guan, Z. (2012). Technology study of smelting the super-lowcarbon stainless steel with vod refining furnace. *Metallurgia International*, XVII(2)
14. Turkdogan, E. T. (1996). *Fundamentals of Steelmaking*. The University Press
15. Ashok, K., Mandal, G. K., & Bandyopadhyay, D. (2015). Theoretical Investigation on Deoxidation of Liquid Steel for Fe-Al-Si-O System. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, 68, 9-18. <http://link.springer.com/article/10.1007%2Fs12666-015-0574-0#page-2>
16. Malyutin, K. V., & Paderin, S. N. (2007). Interaction Parameters of carbon in Liquid Iron and Thermodynamics of Carbon and Oxygen in Alloyed Iron Melts. *Russian Metallurgy (Metally)*, 2007(7), 545-551
17. Prykhodko, E. V. (1983). *Metallokhimiia kompleksnogo legirovaniia*. Metallurgiiia

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 15.02.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024

*Засельський В. Й., Пополов Д. В.*

## Визначення деформації жорсткої сіячої поверхні в умовах ударно-вібраційної дії

*Zaselskyi V.Y., Popolov D.V.*

## Determination of the deformation of a rigid seeding surface under shock and vibration action

Для грохочення гірничо-металургійної сировини, особливо в умовах де забиття отворів сита може значно знизити продуктивність процесу, актуальним завданням є необхідність підвищення ефективності класифікації. Метою цієї роботи є визначення деформації жорсткої сіячої поверхні під впливом ударно-вібраційної дії. У роботі було розроблено розрахункову схему та алгоритм визначення деформації сита. Сіяча поверхня була представлена як система елементарних балок-смужок, що зазнають деформації як у подовжньому, так і в поперечному напрямках під впливом ударно-вібраційної дії. Використовувалася теорія пружності для аналізу деформацій, а також чисельне моделювання для розрахунку жорсткості сита та визначення його деформаційних характеристик. Результати дослідження показали, що деформації сита залежать від кутів вібрації та відносного подовження елементів сіячої поверхні. Було встановлено, що під час невеликих відносних подовжень (до 0,001) зміщення стріли прогину у подовжньому напрямку є незначним і не впливає на працездатність сита. Значні деформації, що можуть впливати на його роботу, виникають лише при великих відносних подовженнях, що є недопустимими у виробничих умовах. Розроблена розрахункова схема дозволяє більш точно оцінювати деформаційні властивості сита та може знайти застосування для оптимізації його конструкції. Запропоновані методи можуть бути впроваджені у виробничі процеси, що дозволить оптимізувати роботу технологічних агрегатів і знизити витрати на їх експлуатацію.

Ключові слова: сіяча поверхня, ударно-вібраційна дія, деформація, жорсткість сита, деформаційні характеристики.

For screening mining and metallurgical raw materials, especially in conditions where clogging of the screen holes can significantly reduce the process performance, an urgent task is the need to improve the efficiency of classification. The aim of this work is to determine the deformation of a rigid screening surface under the influence of shock and vibration. In this work, a calculation scheme and an algorithm for determining the deformation of the sieve. The sieving surface was represented as a system of elementary beam strips that undergo deformation in both the longitudinal and transverse directions under the influence of shock and vibration. Elasticity theory was used to analyze the deformations, as well as numerical modeling to calculate the stiffness of the sieve and determine its deformation characteristics. The results of the study showed that the deformation of the sieve depends on vibration angles and relative elongation of the sieving surface elements. It was found that at small relative elongations (up to 0.001), the displacement of the deflection boom in the longitudinal direction is insignificant and does not affect sieve performance. Significant deformations that may affect its operation occur only at large relative elongations, which are unacceptable in production conditions. The developed calculation scheme allows for a more accurate assessment of the deformation properties of the sieve and can be used to optimize its design. The proposed methods can be implemented in production processes, which will optimize the processes, which will optimize the operation of technological units and reduce the cost of their operation.

Key words: screening surface, shock and vibration influence, deformation, sieve stiffness, deformation characteristics.

### Вступ

Досвід експлуатації вібраційного обладнання для сортування гірничо-металургійної сировини вказує на існування низки проблем, а саме, захаращеність сіячої поверхні вологим матеріалом або частинками межної великості, які заклинюються в отворах сіячої поверхні. Захаращеність отворів сіячої поверхні веде до зменшення площі її «живого» перерізу та як наслідок до зниження ефективності грохочення матеріалу, що розсівається. Рядом досліджень [1, 2] встановлено, що зниження на 1 % вмісту дріб'язкового класу 0...5 мм після його відсіву з залізвмісної складової металургійної шихти дозволяє підвищити продуктивність доменної плавки на 1 % та знизити споживання коксу 0,5 %. Для вирішення вказаного вище недоліку можуть бути використані динамічне активні сіячі поверхні, котрі здатні генерувати додаткові коливання сита

забезпечуючи зниження забиття отворів, або його захаращеності тим саме підвищуючи ефективність грохочення гірничо-металургійної сировини.

### Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Для підвищення ефективності грохочення при сортуванні гірничо-металургійної сировини окрім удосконалення конструкції самих грохотів, які дозволяють генерувати різноманітні траєкторії руху робочого органу машини, використовують також динамічне активні сіячі поверхні. До таких поверхонь можна віднести сита, котрі в змозі мати додаткові підвищені режимні параметри відносно робота вібраційного грохота, а саме, амплітуду та частоту коливань. На теперішній час, головним чином, сформовано два напрямки з використання та дослідження динамічне активних сіячих поверхонь:



перший — використання резонівних еластичних поверхонь для сортування рудних матеріалів середньої крупності, другий — безпосередня дія самої динамічне активної поверхні.

Ґрунтовні теоретичні та експериментальні дослідження резонівних еластичних поверхонь були проведені в Інституті геотехнічної механіки ім. М. С. Полякова Національної академії наук України, їх результати повно викладені в роботах [3, 11]. Особливостями сіячих резонівних еластичних поверхонь є інтенсифікація процесу грохочення безпосередньо за рахунок сіячої поверхні, а саме взаємного переміщення стрічкових струн, які генерують складні траєкторії коливань. Частинки матеріалу рухаються на такій поверхні стрибкоподібно, там де прогин еластичних елементів найбільший частинка підкидається на максимальну висоту (центр сіячої поверхні), а в місцях закріплення на мінімальну. Швидкість частинки матеріалу зростає зі збільшенням частоти і амплітуди коливань.

В той же установі була розроблена конструкція сіячої поверхні для тонкого грохочення з віброударними збудниками сита [12]. Перше металеве сито без натягнення покладене на друге динамічне активне резонівне еластичне сито, отвори котрого в 5...10 разів крупніше за отвори першого. При роботі звичайного віброзбуджувача елементи другого стрічко-струнного сита резонують і вдаряють по першому металевому викликаючи додаткові прискорення частинок матеріалу, котрі знаходяться на ньому, що знижує захаращеність сіячої поверхні та інтенсифікує процес такого грохочення.

Безпосередньо віброударне збудження сіячої поверхні реалізовано фірмою Kroosh Technologies Ltd [13-15] в основу технології, розробленої компанією, покладена багаточастотна нелінійна вібраційна система, в якій параметри віброзбудника, зв'язків і рухливих елементів розраховані та обрані таким чином щоб в них реалізувався режим «дивного аттрактора». У такому режимі сіяча поверхня, коливається у багаточастотному режимі, динамічне посилення забезпечує збільшення середньої амплітуди поверхні, що просіває, в 3...8 разів, а пікові прискорення збільшуються в 10...50 разів. Ефект «багатовимірного дивного аттрактора» стабілізує вібраційну систему в резонансній області в широкому діапазоні частот вібрації.

В Національній металургійній академії України була запропонована конструкція динамічне активної колосниково-картової самоочистної поверхні [16, 17], яка складається з закріплених на подовжніх балках коробу грохоту знімних пружних елементів, що мають криволінійну зігнуту робочу поверхню змінної товщини, консольні полиці якої формують динамічне активну поверхню сита та в області робочих частот грохоту від 12,5 до 16 Гц рухаються по траєкторіях зі змінними в часі фокальними параметрами і кутами розташування осей так, що огинаючи

цих траєкторій представляють овали Касині, що разом з додатковою генерацією амплітудної складової в горизонтальному та вертикальному напрямі дозволяє виконувати самоочищення сіячої поверхні.

Також в Криворізькому металургійного інституту Національної металургійної академії України була запропонована конструкція вібраційно-ударного грохоту з вільно укладеним ситом [18], яка може бути використана для зменшення забиття його отворів матеріалом, щільність котрого може сягати більше 2 т/м<sup>3</sup>. Грохот складається з коробу, що спирається на раму через пружні елементи і двох самосинхронізованих вібраторів. На бортовинах коробу жорстко закріплені швелероподібні підситники, верхня та нижня площини внутрішньої поверхні котрих футерована гумовими амортизаторами. В утвореному ними просторі укладене сито, яке складається з карт, сполучених між собою гумовими пластинами, жорсткість котрих зростає по довжині коробу для забезпечення збільшення амплітуди коливань сита у напрямку переміщення матеріалу. В розвантажувальній частині грохоту підситники забезпечені стопорними пластинами, які перешкоджають переміщенню сита вздовж коробу.

З приведенного аналізу видно, що грохот з вільно укладеним ситом є найбільш прийнятним технічним рішенням для інтенсифікації процесу грохочення шляхом очищення отворів сіячої поверхні від частинок, що забивають, для умов класифікації залізовмісних шихтових матеріалів. Але на теперішній час для вібраційних грохотів з періодично імпульсними коливаннями та вільно укладеною сіячою поверхнею відсутні дослідження які стосуються визначенню жорсткості сита, та його деформації, що безумовно є актуальним завданням як з дослідницької, так і практичної точки зору.

### Мета і завдання досліджень

Метою роботи було визначення деформації жорсткої сіячої поверхні в умовах вібраційно-ударної дії. Для вирішення поставленої мети завданням досліджень було розробити розрахункову схему та алгоритм визначення деформації сита при його вібраційно-ударній дії.

### Матеріали та методи досліджень

Для визначення деформації сита при його вібраційно-ударній дії була запропонована розрахункова схема, котра наведена на рис. 1. Сіяча поверхня 1 (див. рис. 1) вільно укладена в просторі, утвореним швелероподібним підситником 2, закріпленим на коробі 3, який здійснює динамічне стійкі лінійно направлені гармонійні коливання. Сіяча поверхня має можливість переміщуватись в перпендикулярному до опорної поверхні напрямку на відстань, що дорівнює встановленому проміжку  $\delta_n$ .

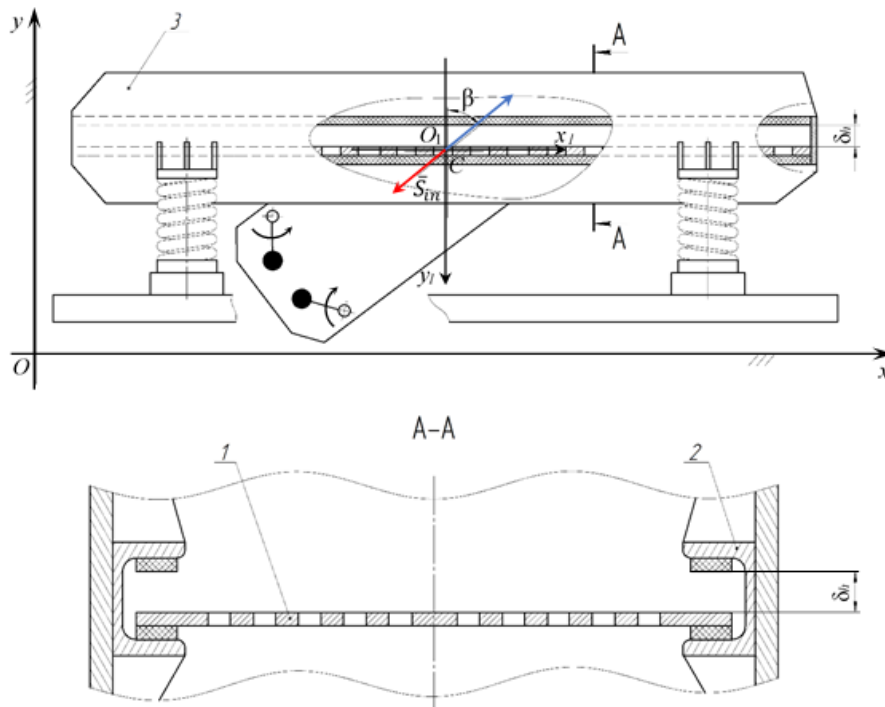


Рисунок 1 – Розрахункова схема

Для дослідження стану системи тіл під дією збудовальної сили інерції, ведена абсолютна система координат  $xOy$ , її початок розташований в довільній точці  $O$  абсолютно нерухомого простору, вісі котрої спрямовані вздовж характерних напрямів сіячої поверхні.

Введемо зв'язану з нижньою площиною внутрішньої поверхні, утвореної швелероподібним підситником, відносну систему відліку  $x_1O_1y_1$ .

Оскільки умови зв'язку, котрі покладені на сіячу поверхню дозволяють їй виконувати тільки обмежені проміжком  $\delta_h$  лінійні рухи, приймаємо сіячу поверхню в якості матеріальної точки  $C$ , розташованої в центрі мас сіячої поверхні. Пружну деформацію сіячої поверхні приймаємо за усереднену деформацію пружин з усередненою жорсткістю  $c_{sr}$ . Масу коробу позначимо як  $M$ , а масу сіячої поверхні (точки  $C$ ) як  $m$  (рис. 2).

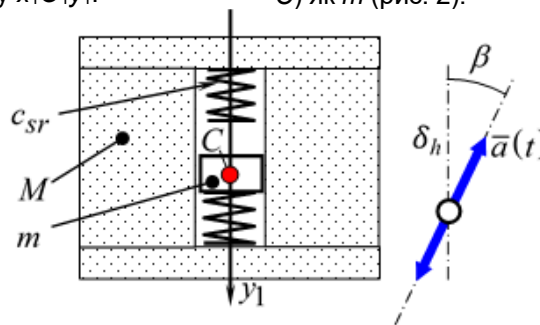


Рисунок 2 – Еквівалентна розрахункова схема

Враховуючи прийняту розрахункову схему, на точку  $C$  може бути послідовно накладено два односторонніх зв'язки при вибиранні проміжку  $\delta_h$  вздовж вісі  $y_1$ . Ці зв'язки виникають по мірі зіткнення маси  $m$  з нижньою та верхньою площинами внутрішньої поверхні швелероподібного підситника.

Визначення деформації сита, що не викликає незворотні зміни у структурі тіла, виконувалось за допомогою теорії пружності.

### Результати дослідження та обговорення результатів

Усереднену жорсткість сіячої поверхні у напрямі основної деформації можна визначити як

$$c_{sr} = \frac{1}{S_s} \iint_{S_s} c(x, z) dz dx \frac{H}{M}, \quad (1)$$

де  $S_s$  – площа сіячої поверхні за межею закріплення її в рамі,  $m^2$ ;  $c(x, z)$  – функція жорсткості сіячої поверхні в межах закону Гука.

Встановлення функції жорсткості сіячої поверхні можливо лише після визначення її деформації.

Для цього представимо сіячу поверхню як таку, що складається з чисельності елементарних блоків-смужок, які лежать як в подовжньому, так і в поперечному напрямках, мають защемлені кінці та знаходяться в однорідному полі сил інерції.



Причому, вигин цих балок-смужок відбувається як в подовжньому, так і в поперечному напрямках.

Розглянемо деформацію сіячої поверхні окремо в подовжньому та поперечному напрямках, враховуючи вищевикладені допущення.

Для розрахунку деформації у подовжньому напрямку прийемо, що розподілена сила інерції  $q$  при лінійних коливаннях коробу діє на подовжні балки-смужки під кутом  $\beta$  до нормалі, проведеної до опорної поверхні підсилювача в подовжній площині (рис. 3).

Початок прийнятої системи координат  $yOx$

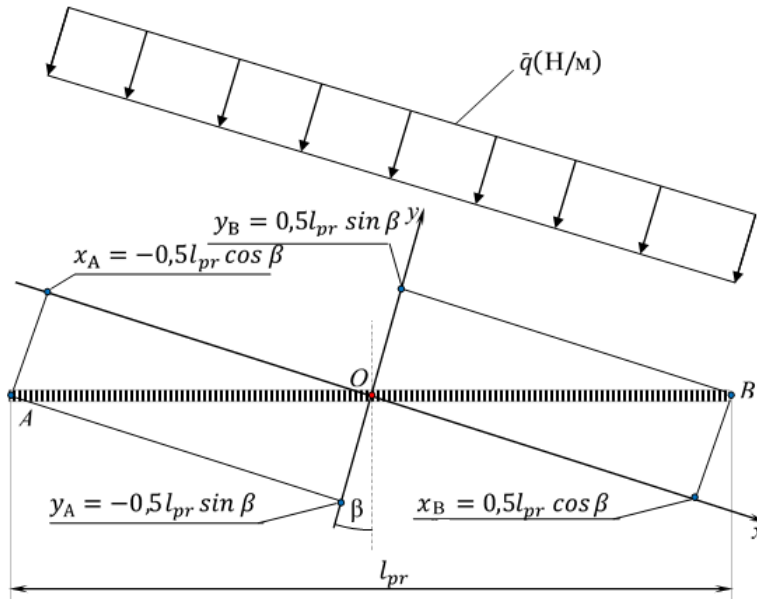


Рисунок 3 – До визначення форми балки-смужки довжиною  $l_{pr}$  в подовжній площині сіячої поверхні в умовах однорідного поля інерції з кутом вібрації  $\beta$

$$\begin{cases} y_A + \frac{C_1}{q} = \frac{F_H}{q} \cdot \cosh \left[ \frac{q}{F_H} \cdot (x_A + C_2) \right] \\ y_B + \frac{C_1}{q} = \frac{F_H}{q} \cdot \cosh \left[ \frac{q}{F_H} \cdot (x_B + C_2) \right] \\ l_{pr} = \int_{x_A}^{x_B} \cosh \left[ \frac{q}{F_H} \cdot (x + C_2) \right] dx \end{cases} \quad (2)$$

де  $y_A, x_A, y_B, x_B$  – відповідні координати точок закріплення деформованої балки-смужки  $A$  та  $B$ ;  $F_H$  – сила тяжіння нитки;  $C_1, C_2$  – постійні інтегрування.

Чисельне рішення системи (2) дає значення

$$y_{pr}(x) = \frac{F_H l_{pr}}{q} \cdot \cosh \left( \frac{q}{F_H l_{pr}} \cdot x \right) - \frac{C_{1pr}}{q}. \quad (3)$$

Проведені розрахунки для різних кутів вібрації  $\beta$ , за інших рівних умов, демонструють, що подовжнім зміщенням стріли прогину через вплив кута вібрації, можна знехтувати, при цьому, криві деформованих подовжніх ліній сіячої поверхні співпадають (рис. 4). З отриманих форм балки-смужки при різному відносному подовженні  $\varepsilon$  видно, що підчас незначних відносних подовженнях (до  $\varepsilon = 0,001$  – дане значення відповідає порядку

розташований в середині відрізка довжиною  $l_{pr}$ , що сполучає точки закріплення  $A$  та  $B$  елементарної гнучкої та пружної подовжньої балки-смужки.

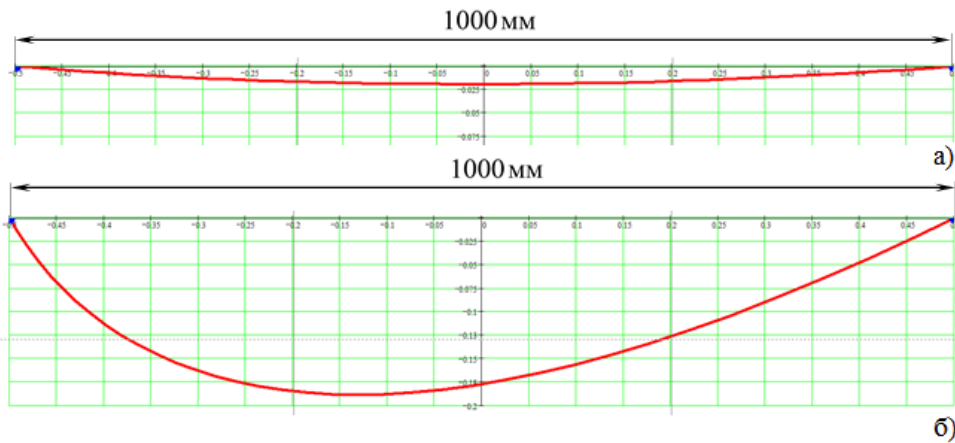
При заданих умовах для визначення рівняння форми балки-смужки відповідно до [Ошибка! Источник ссылки не найден.] слід вирішити систему з трьох рівнянь, що використовують крайові умови при її закріпленні, а також — умову співпадіння її конструктивної довжини в розтягнутому стані з довжиною її кривої вигину, що проходить від однієї точки кріплення до іншої

трьох невідомих параметрів  $F_H, C_1, C_2$ . При заданому закріпленні з незначним перевищенням її розтягнутої довжини над розтягненням між закріпленнями, маємо  $C_2 = 0$ .

На підставі отриманих розв'язків було сформоване рівняння подовжньої лінії сита

подовження сита на практиці) зміщення стріли прогину в подовжньому напрямку зневажливо мале. Значне зміщення стріли прогину відбувається при великих відносних подовженнях ( $\varepsilon = 0,1$ ), що недопустимо в виробничих умовах.

Розглянемо поперечний перетин сіячої поверхні, що знаходиться під дією однорідного поля сил інерції (рис.5). В цій площині кут вібрації дорівнює нулю.



а- відносне подовження  $\epsilon = 0,001$ ; б- відносне подовження  $\epsilon = 0,1$

Рисунок 4 – Форми балок-смужок при різному відносному подовженню  $\epsilon$  під дією однорідного поля сили інерції при куті вібрації  $\beta = 45^\circ$  в системі координат пов'язаної з сіячою поверхнею в її подовжній площині перетину

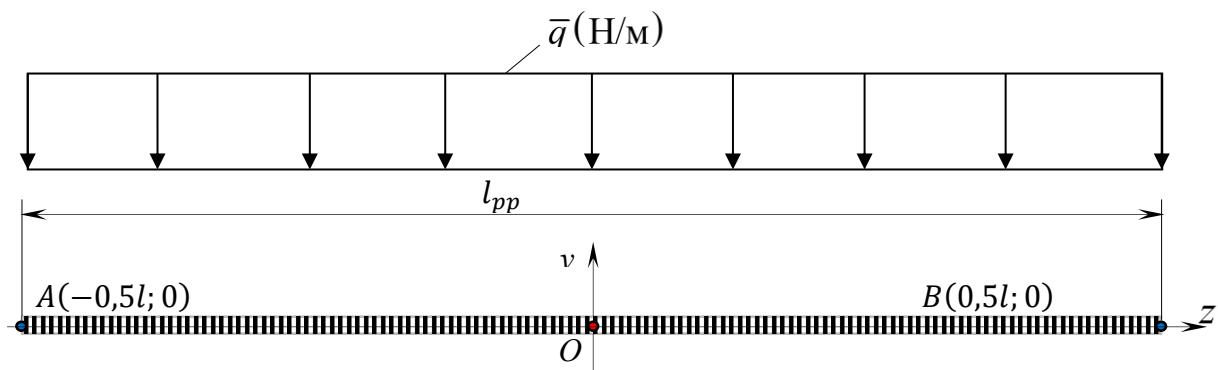


Рисунок 5 – До визначення форми балки-смужки довжиною  $l_{pp}$  в поперечній площині сіячої поверхні в умовах однорідного поля сили інерції

Прийmemo систему координат  $yOz$  пов'язану з серединою відрізка, що сполучає точки закріплення  $A$  і  $B$  розтягнутої елементарної гнучкої та пружної поперечної балки-смужки довжиною  $l_{pp}$ . Розв'язуючи систему рівнянь (2) для поперечного перетину

сіячої поверхні було визначено, що коефіцієнт  $C_2 = 0$ . Таким чином, для поперечної балки-смужки отримуємо рівняння її прогину під дією однорідного поля сил інерції.

$$y_{pp}(z) = \frac{F_{пп}}{q} \cdot \cosh\left(\frac{q}{F_{пп}} \cdot z\right) - \frac{C_{1пп}}{q} \quad (4)$$

Як показав чисельний аналіз залежності (4) деформація поперечної балки-смужки для сіячої поверхні в однорідному полі сил інерції (рис. 6) є симетричною відносно вертикальної осі.

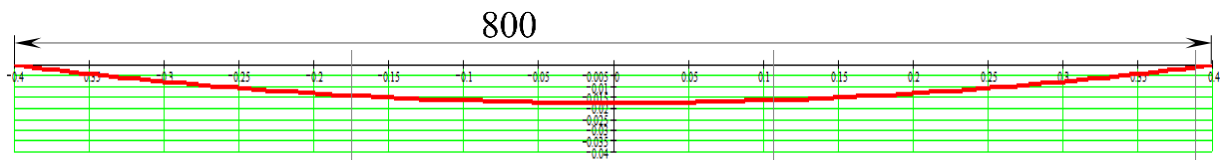


Рисунок 6 – Форма поперечної балки-смужки сіячої поверхні під дією однорідного поля сили інерції

Отримані вирази (3), (4) дозволяють визначити деформацію елементарних балок-смужок в кожній точці сіячої поверхні як функцію двох незалежних координат тривимірного простору вздовж і поперек в прийнятій системі виміру.

Тоді, деформація сіячої поверхні може бути

представлено як добуток функції (3) та (4), складене з (3) в кожній окремо взятій точці. Причому, як співмножник різниці функцій вводиться поправочний коефіцієнт  $W_{sp1}$ , який має позитивне безрозмірне значення, а коефіцієнт  $W_{sp2}$  є від'ємним, внаслідок того що обидві перемножені

функції мають один і той же алгебраїчний деформованого стану сіячої поверхні може набути знак, а його розмірність  $m^{-1}$ . Тоді функція наступний вид:

$$y_{sp}(x, z) = W_{sp1} \cdot [y_{pr}(x) - W_{sp2} \cdot y_{pr}(x) \cdot y_{pp}(z)]. \quad (5)$$

На рис. 7 зображена деформація сіячої поверхні, розрахована за виразом (5)(5).

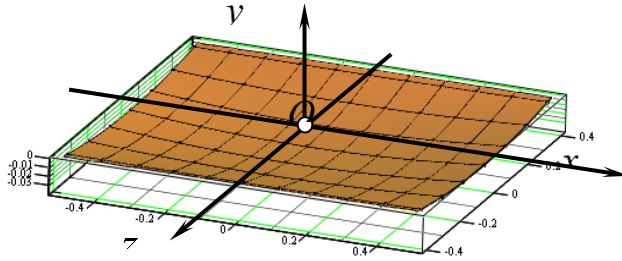


Рисунок 7 – Деформація сіячої поверхні під дією однорідного поля сили інерції

Оскільки, жорсткість тіла в кожній його точці зворотно пропорційна пружній деформації тіла в цих точках, то на підставі функцій деформованого стану сіячої поверхні (3) - (5), можна записати емпіричну функцію жорсткості для точок сіячої поверхні, яка працює в межах закону Гука

$$c(x, z) = - \frac{W_c}{y_{pr}(x, z) - \lambda}, \quad (6)$$

де  $W_c$  – поправочний коефіцієнт, що визначається експериментально для обраного способу закріплення сіячої поверхні;  $\lambda$  – нескінченно мале число, яке усуває невизначеність при діленні на нуль в точках закріплення (де  $\lambda \neq 0$ , але  $\lambda \rightarrow 0$ , а її від'ємний знак пояснюється тим, що координати деформованого стану, розраховані за (3) – (5) набувають від'ємне значення).

Як видно з рис. 6 і 7 деформація сіячої поверхні при вібраційно-ударному навантаженні в однорідному полі сил інерції визначається полухвилею в вертикальній площині, причому найбільший її прогин фіксується по центральних вісях інерції сита.

#### Висновки

В результаті проведених досліджень визначена деформація жорсткої сіячої поверхні вільно укладеної в просторі швелероподібного підситника, котрий закріплений на коробі грохоту та отримано вираз функції його деформованого стану. З розв'язання отриманої функції видно, що при дії вібраційно-ударного навантаження в однорідному полі сил інерції деформацією жорсткого сита буде полухвиля в вертикальній площині з найбільшим її прогином по центральних вісях його інерційної системи.

#### Перелік посилань

1. Товаровский И. Г. Нормативная оценка влияния параметров доменной плавки на расход кокса и производительность // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии / ИМ НАН України. Дніпропетровськ, 2014. № 28. С. 117-131.
2. Теория и технология подготовки шихтовых материалов для доменной и бездоменной металлургии железа: учебник / Журавлев Ф. М. та ін., Кривой Рог: Чернявский Д. А., 2020. 663 с.
3. Надутый В. П., Гольдин А. А., Погребихинский Г. А. Использование резонирующих ленточно-струнных сит в конструкциях вибрационных грохотов. Кокс и химия. 1991. № 8. С. 27-28.
4. Червоненко А. Г., Морус В. Л. Износостойкие динамически активные просеивающие поверхности из эластомеров для разделения сыпучих материалов и пульп. Труды II Международного симпозиума по механике эластомеров. Дніпро, 1997. Т.1. С. 296-310.
5. Привід полічастотного грохота: пат. 45544 Україна: В07В 1/42. № u200906845; заявл. 30.06.2009; опубл. 10.11.2009, Бюл. № 21. 2 с.
6. Шевченко Г. А., Шевченко В. Г. Модель вібраційного полічастотного грохота з обмеженим джерелом збудження. Вібрації в техніці та технологіях. 2015. № 4(80). С. 105-112.
7. Шевченко В. Г., Шевченко Г. О. Щодо використання живильників з віброударним приводом для підвищення продуктивності та безпеки випуску уранових руд. Геотехнічна механіка. 2017. № 135. С. 32-45.
8. Shevchenko H., Sushchenko O., Zozulia H. Oscillation modes of vibrating feeders with vibro-impact adaptive drive at the output of reflected ore from chambers of wining blocks. E3S Web of Conferences. 2019. Vol. 109. 00087. DOI: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201910900087>
9. Shevchenko H., Shevchenko V., Pukhalskyi V. Vibrational feeders with vibro-impact adaptive drive. E3S Web of Conferences. 2019. Vol. 109. 00085. DOI: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201910900085>
10. Булат А. Ф., Шевченко Г. А. Влияние поличастотных колебаний просеивающих поверхностей вибрационных грохотов на разделение сыпучих материалов. Научный вестник НГУ. 2010. № 4. С. 92-97.
11. Полічастотні грохоти для тонкої класифікації і зневоднення подрібнених уранових руд та відходів їх переробки / В. Г. Шевченко та ін. Геотехнічна механіка. 2017. № 137. С. 80-92.
12. Шевченко Г. А., Шевченко В. Г., Бобылев А. А. Вибрационные грохоты с поличастотными колебаниями просеивающих поверхностей для тонкого разделения. Уголь Украины. 2013. № 2. С. 23-29.

13. Многочастотные грохоты в решении отраслевых проблем классификации сырьевых материалов: кат. обладання. IL Ashdod: Kroosh technologies, 2011. 10 с.
14. Круш И., Борохович Д., Косой Г. Применение технологии kroosh® для процессов разделения сыпучих материалов и полидисперсных суспензий. *Обогащение полезных ископаемых*. 2009. № 14. С. 171-183.
15. Технология Kroosh. *Multifrequencyequipment*. Kroosh Technologies Ltd. URL: <http://kroosh.com/ru/tehnologiya> (дата звернення: 17.04.2022).
16. Колосникове сито: пат. 90387 Україна: В07В 1/46. № а200811090; заявл. 12.09.2008; опубл. 12.09.2008, Бюл. № 8. <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/442895/>
17. Studying of movement kinematics of dynamically active sieve / D. Popolov et al. *Mechanics and Mechanical Engineering*. 2019. Vol. 23, no. 1. P. 94-97. DOI: <https://doi.org/10.2478/mme-2019-0013>.
18. Вібраційний грохот: пат. 122940 Україна: В07В 1/40, 1/46. № u201710088; заявл. 18.10.2017; опубл. 25.01.2018, Бюл. № 2.

### References

1. Tovarovskiy, I. G. (2014). Normativnaia otsenka vliianiia parametrov domennoi plavki na raskhod koksa i proizvoditelnost. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 28, 117-131
2. Zhuravlev, F. M. et al. (2020). Teoriia i tekhnologiiia podgotovki shikhtovykh materialov dlia domennoi i bezdomennoi metallurgii zheleza. Cherniavskii D. A.
3. Nadutyi, V. P., Goldin, A. A., & Pogrebizhenskii, G. A. (1991). Ispolzovanie rezoniruiushchikh lentochno-strunnykh sit v konstruktssiakh vibratsionnykh grokhotov. *Koks i khimiia*, (8), 27-28
4. Chervonenko, A. G., & Morus, V. L. (1997). Iznosostoikie dinamicheski aktivnye proseivaiushchie poverkhnosti iz elastomerov dlia razdeleniia sypuchikh materialov i pulp. In *Trudy II Mezhdunarodnogo simpoziuma po mekhanike elastomerov*. Vol. 1, pp. 296-310
5. Bulat, A. F., Shevchenko, H. O., & Shevchenko, V. H. (2009). Pryvid polichastotnoho hrokhota. (Patent No. 45544). Ukrpatent. <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/265793/>
6. Shevchenko, G. A., & Shevchenko, V. G. (2015). Model vibratsionnogo polichastotnogo grokhota s ogranichennym istochnikom vzbuzhdeniia. *Vibratsii v tekhnitsi ta tekhnologiiakh*, (4(80)), 105-112
7. Shevchenko, V. H., & Shevchenko, H. O. (2017). Shchodo vykorystannia zhyvylnykh z vibroudarnym pryvodom dlia pidvyshchennia produktyvnosti ta bezpeky vypusku uranovykh rud. *Geo-technical Mechanics*, (135), 32-45
8. Shevchenko, H., Sushchenko, O., & Zozulia, H. (2019). Oscillation modes of vibrating feeders with vibro-impact adaptive drive at the output of reflected ore from chambers of wining blocks. *E3S Web of Conferences*, 109, 00087. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201910900087>
9. Shevchenko, H., Shevchenko, V., & Pukhalskyi, V. (2019). Vibrational feeders with vibro-impact adaptive drive. *E3S Web of Conferences*, 109, 00085. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201910900085>
10. Bulat, A. F., & Shevchenko, G. A. (2010). Vliianie polichastotnykh kolebanii proseivaiushchikh poverkhnostei vibratsionnykh grokhotov na razdelenie sypuchikh materialov. *Naukoviy visnik NGU*, (4), 92-97
11. Shevchenko, V. H. et al. (2017). Polichastotni hrokhoty dlia tonkoi klasyfikatsii i znevodnennia podribnenykh uranovykh rud ta vidkhdov yikh pererobky. *Geo-technical Mechanics*, (137), 80-92
12. Shevchenko, G. A., Shevchenko, V. G., & Bobylev, A. A. (2013). Vibratsionnye grokhoty s polichastotnymi kolebaniiami proseivaiushchikh poverkhnostei dlia tonkogo razdeleniia. *Ugol Ukrainy*, 1(2), 23-29
13. Многочастотные грохоты в решении отраслевых проблем классификации сырьевых материалов: кат. обладання. IL Ashdod: Kroosh technologies, 2011. 10 с.
14. Krush I., Borokhovich D., & Kosoi G. (2009). Primenenie tekhnologii kroosh® dlia protsessov razdeleniia sypuchikh materia-lov i polidispersnykh suspenszii. *Obogashchenie poleznykh iskopaemykh*, (14), 171-183
15. Tekhnologiya Kroosh. *Multifrequencyequipment*. Kroosh Technologies Ltd. <http://kroosh.com/ru/tehnologiya>
16. Berheman, H. V., Pelykh, I. V., Ivaschenko, V. P., Uchytel O. D., Petrenko, V. O., Onatskyi S. M., & Shybko, O. V. (2008). Kolosnykove syto (Patent 90387). Ukrpatent. <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/442895/>
17. Popolov, D. et al. (2019). Studying of movement kinematics of dynamically active sieve. *Mechanics and Mechanical Engineering*, 23(1), 94-97. <https://doi.org/10.2478/mme-2019-0013>.
18. Uchytel, O. D., Zaselskyi, V. Y., Popolov, D. V. (2018). Vibratsiinyi hrokhot (Patent 122940). Ukrpatent. <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/690302/>

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 01.03.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024

Васильев Л.М., Васильев Д.Л., Ризо З.М., Красовський І.С.

## Порівняння достовірності експериментальних методів визначення межі міцності призматичних зразків гірничих порід

Vasyliiev L.M., Vasyliiev D.L., Rizo Z.M., Krasovskiy I.S.

## Comparison of the reliability of experimental methods for determining the strength limit of prismatic samples of mining rocks

**Мета.** Розробка математичної моделі для розрахунку параметрів діаграм «напруження – деформація» високих призматичних зразків гірських порід із високим кутом внутрішнього тертя для оцінки їхньої міцності та характеристик руйнування під навантаженням. **Методи.** Аналітичне моделювання процесу руйнування високих призматичних зразків здійснено з використанням експериментальних значень чотирьох характеристик гірських порід: межі міцності на зсув, коефіцієнтів внутрішнього і контактного тертя, а також модуля пружності. Модель враховує розподіл напружень і розвиток тріщин, характерних для високих зразків. **Результати.** Запропонований метод дозволяє визначати межу міцності призматичних зразків залежно від їхньої висоти. Виявлено гіперболічну залежність між висотою зразка і його межею міцності, зокрема, подвоєння висоти зразка знижує його міцність приблизно на 30%. Метод також описує вплив утворення тріщин на контактних поверхнях на деформаційні властивості зразків. **Наукова новизна.** Вперше розроблено математичну модель, яка описує механізми руйнування високих призматичних зразків гірських порід, враховуючи вплив високого кута внутрішнього тертя. Модель дає аналітичне обґрунтування зниження міцності зразків із ростом їхньої висоти та перерозподілу напружень. **Практичне значення.** Розроблена модель може бути використана для розрахунку механічних параметрів високих призматичних зразків гірських порід у гірничих підприємствах. Отримані результати сприяють оцінці стійкості гірських порід та оптимізації гірничих робіт, забезпечуючи їхню ефективність та безпеку.

**Ключові слова:** гірська порода; межа міцності; руйнування; тріщина; діаграма "напруга-деформація".

**Purpose.** Development of a mathematical model for calculating the parameters of stress-strain diagrams of tall prismatic rock samples with a high internal friction angle to evaluate their strength and destruction characteristics under load. **Methods.** Analytical modeling of the destruction process of tall prismatic samples was conducted using experimental values of four rock properties: shear strength limit, internal and contact friction coefficients, and elastic modulus. The model accounts for stress distribution and crack development characteristic of tall samples. **Results.** The proposed method allows determining the strength limit of prismatic samples depending on their height. A hyperbolic relationship between sample height and strength limit was identified, demonstrating that doubling the sample height reduces its strength by approximately 30%. The method also describes the influence of crack formation on the contact surfaces on the deformation properties of the samples. **Scientific novelty.** For the first time, a mathematical model has been developed to describe the destruction mechanisms of tall prismatic rock samples, taking into account the influence of a high internal friction angle. The model provides an analytical basis for the reduction in sample strength with increasing height and the redistribution of stresses. **Practical significance.** The developed model can be used to calculate the mechanical parameters of tall prismatic rock samples in mining enterprises. The obtained results contribute to assessing rock stability and optimizing mining operations, ensuring their efficiency and safety.

**Keywords:** rock; tensile strength; fracture; crack; stress-strain diagram.

### 1. Вступ

Механічні властивості гірських порід визначають їх опір руйнуванню в процесі видобутку корисних копалин і проходки гірничих виробок. У колишньому Радянському Союзі випробування зразків регламентувалися ГОСТами [1], які базувалися на стисканні зразків правильної геометричної форми. Метою всіх ГОСТів при механічних випробуваннях металів, гірських порід і інших матеріалів є встановлення показника тимчасового опору стисканню.

Дослідження властивостей матеріалів при стисканні здійснюється шляхом випробувань зразків, виготовлених у формі кубів, призм або циліндрів, висота яких незначно відрізняється від їхніх поперечних розмірів. ГОСТ [1] застосовується досі в

країнах колишнього Радянського Союзу, зокрема в Україні. У європейських країнах з метою усунення впливу контактного тертя на значення межі міцності рекомендовано приймати співвідношення висоти зразка до його довжини або діаметра рівним двом (або близьким до цього значення) [2].

У зв'язку з вступом України до Європейського Союзу її фахівцям із механіки гірських порід ще належить розробити нові ГОСТи, наближені до європейських стандартів. Проте поки що неясно, наскільки зазначене співвідношення впливає на зменшення контактного тертя, а отже, і на значення межі міцності зразка.

Автори статті на основі теорії ліній ковзання розробили декілька аналітичних методів розрахунку меж міцності та параметрів діаграм «напруження –

© Васильев Л.М. – д.т.н., проф. ІГТМ

Васильев Д.Л. – с.н.с. ІГТМ

Ризо З.М. – ІГТМ

Красовський І.С. – ІГТМ

© Vasyliiev L.M. – d.t.s., profssor, IGTM

Vasyliiev D.L. – IGTM

Rizo Z.M. – IGTM

Krasovskiy I.S. – IGTM



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



деформація» для призматичних зразків із високим ступенем відповідності експериментальним даним, що застосовуються до відомих форм їх руйнування при одноосьовому стисканні за Л. І. Бароном: усічено-клинової, поздовжньої, клинової та діагональної форм – із використанням експоненційного за Є. П. Унковим [3] розподілу контактних нормальних напружень.

Однією з умов утворення форм руйнування зразків гірських порід є перетин однієї з ліній ковзання вертикальної лінії симетрії зразка, що призводить до утворення клинової форми. Зрозуміло, що зі збільшенням висоти зразка ймовірність переходу усічено-клинової та поздовжньої форм у клинову або діагональну форми зростає.

Крім того, аналітичні розрахункові методи дозволяють визначити межу міцності зразка за відсутності контактного тертя, значення якої можна порівняти з розрахунковим значенням межі міцності зразка висотою, що перевищує вдвічі його поперечний розмір. Як розуміють фахівці з міцності, саме межа міцності гірських порід за відсутності контактного тертя є точною. Однак при випробуванні зразків на стискання неможливо повністю усунути контактне тертя між зразком і плитами.

Експериментатори зауважили, що зі збільшенням висоти зразка його міцність знижується. Проте наскільки це зниження наближає експериментальні дані до точного значення міцності – неясно. У зв'язку з цим ми поставили перед собою мету – розробити аналітичний метод розрахунку меж міцності високих зразків і порівняти їх із такими ж значеннями для зразків правильної геометрії, тобто коли їхня висота дорівнює довжині (ширині).

## 2.Методика.

За зразок конструкції відразу візьмемо клиноподібну форму з фізико-механічними властивостями породи:  $k_n=10$  Мра – міцність на зсув;  $f_c=0.3$  – коефіцієнт контактного тертя;  $\rho=39^\circ$  – кут внутрішнього тертя;  $E=5500$  Мра – модуль пружності. Клинова форма, на відміну від інших чотирьох форм руйнування, має тріщину, яка при руйнуванні перетинає вертикальну лінію симетрії із примиканням до тріщини відколотого трикутного фрагмента в контактній області.

Зробимо припущення у процесі деформування відбувається викривлення форми тіла. Викривлення форми перерізів всередині зразка гірської породи нехтується. Проте в кутових областях зразка враховується правило парності дотичних напружень, оскільки внаслідок деформування зразок набуває бочкоподібної форми. Процес деформування розглядається у кожний момент часу, щоб отримати результати, що відповідають усьому періоду процесу руйнування.

Центр координат розташовуємо у верхньому лівому куті зразка. Вісь  $yy$  спрямовується вниз, тобто в напрямку дії активної сили, а вісь  $xx$  – уздовж контактної площини зліва направо. Сили тертя спрямовуються проти поперечного деформування,

тобто від країв зразка до вертикальної площини симетрії зразка.

Згідно з правилом знаків, дотичні напруження від тертя у верхній лівій чверті фігури приймаються додатними, у правій – від'ємними. У нижніх чвертях, відповідно, напруження мають протилежні знаки. Припускаємо, що дотичні напруження від тертя вздовж висоти зразка затухають за лінійним законом. Уздовж горизонтальної лінії симетрії вони мають нульові значення.

За Є. П. Унковим [3], розподіл нормальних стискаючих напружень уздовж довжини лівої половини зразка описується експоненційними кривими  $\sigma_{y_i}$  по довжині лівої половини зразка описуються експоненційними кривими (рис. 1)

$$\sigma_{y_i} = \sigma_{y_0} \exp\left(\frac{2f_c \cdot x}{h}\right); \quad (1)$$

$$\tau_k = f_c \cdot \exp\left(\frac{2f_c \cdot x}{h}\right) \quad (2)$$

та межа міцності зразка

$$\sigma = \sigma_{y_0} \frac{h}{f_c \cdot a_1} \left( \exp\left(\frac{f_c \cdot a_1}{h}\right) - 1 \right), \quad (3)$$

де  $\sigma_{y_0}$  – нормальна напруга в кутовій точці;  $a_1$  і  $h$  – довжина (ширина) та висота зразка відповідно.

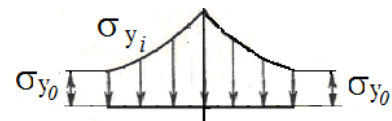
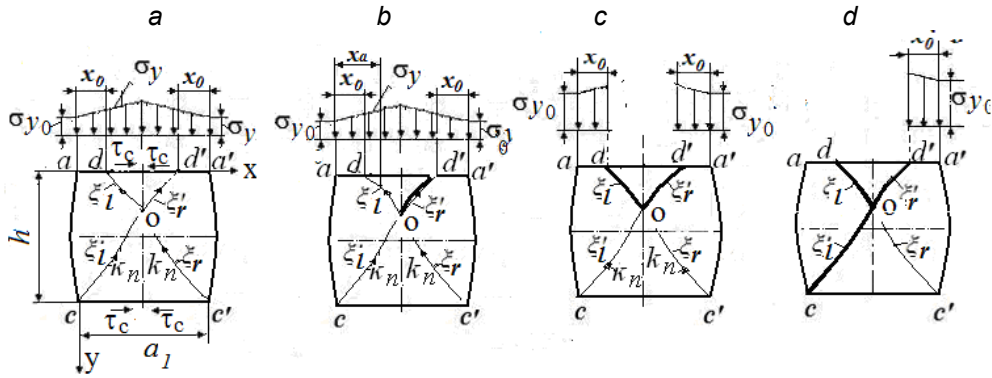


Рисунок 1 – епюри контактних нормальних  $\sigma_y$  напруг за Є.П. Унковим

Спочатку надамо опис методу розрахунку призматичного зразка правильної геометрії, заснованого на теорії ковзання. Згідно з теорією ліній ковзання, тріщини можуть розвиватися зверху вниз і знизу вгору. Розгляд процесу зверху вниз є більш теоретичним. Зрозуміло, що процес розвитку тріщини починається на лінії ковзання (ЛК) у точці, де потрібне найменше напруження для її утворення.

Продовжуючи попереднє дослідження, припустимо, що розподіл контактних нормальних напружень має вигляд, зображений на рисунку, згідно з Є. П. Унковим [3]. Уявімо, що тріщина утворюється в точці  $dd$  на правій лінії ковзання  $\xi_r$ , у поєднанні з ЛС  $\xi_l$ , ...виходячи з лівого нижнього кута на відкритій поверхні зразка. У процесі руйнування відкритість поверхні відіграє важливу роль. В принципі, завдання може вирішуватися і з початком руйнування в лівій частині зразка. Обидва розв'язки є рівноцінними, проте спостерігаються деякі несуттєві відмінності у знаках параметрів лінії ковзання (ЛК).

Тепер обумовимо умови розвитку тріщин (рис. 2)



a) – на момент передруйнування; b) – в момент формування клиноподібної сторони;  
c) – в момент формування клина; d) – у момент формування клиновидної форми

Рисунок 2. – Схема формування клиноподібної форми призматичного зразка правильної геометрії породи при його стисненні

У процесі розвитку тріщини частина зразка виходить з-під навантаження, що визначається проекцією поверхні тріщини на горизонтальну площину. Знаючи на кожному етапі координати вершини однієї або двох тріщин, можна визначити несучу частину зразка. Ця частина дорівнює початковій одиничній довжині зразка за вирахуванням тієї частини, яка вийшла з-під навантаження.

Частина одиничної довжини, що вийшла з-під навантаження, легко визначається за геометрією ЛК. Знаючи граничні середні навантаження на несучу частину зразка, можна за законом Гука визначити величину деформації. Оскільки у розглянутому випадку тріщина розвивається за двома різними ЛК  $\xi_r$  і  $\xi_l$  двох вертикальних половинок зразка справа наліво, розпишемо її умови розвитку та при  $x \geq 0.5a_1$

$$p = \sigma_{y_0} \frac{h}{2f_c} \left( \left( \exp\left(\frac{f_c a_1}{h}\right) - 1 \right) + \left( \exp\left(\frac{2f_c(x_a - 0.5a_1 + x_0)}{h}\right) - 1 \right) \right) / (x_a + x_0); \quad (7)$$

при  $x \leq 0.5a_1$

$$p = \sigma_{y_0} \frac{h}{2f_c} \left( \left( \exp\left(\frac{2f_c x_1}{h}\right) - 1 \right) + \left( \exp\left(\frac{2f_c(x_0)}{h}\right) \right) \right) / (x_a + x_0). \quad (8)$$

Тут слід зробити застереження про подовженому нормальному навантаженні  $\sigma_{y_0}$  в вершині тріщини. Напруження  $\sigma_{y_0}$  з нулем відноситься до цілого зразка. У момент утворення тріщини ми замінюємо нульовий символ на символ відповідного препарату, по якому розвивається тріщина. Як видно з формул (7), (8), спочатку слід визначити величину вертикального нормального напруження  $\sigma_y$  в кутовій точці, а точніше у верхній частині тріщини.

Ясно, що аналітичні методи мають базуватися на критерії міцності, який у найбільшій мірі описує процеси деформування та руйнування гірських порід. Ми базуємося на різновиді класичної, третьої теорії – теорії максимальних ефективних дотичних напружень – теорії, заснованої на критерії

закономірності питомих зусиль при абсцисах  $x \geq 0.5a_1$  і  $x \leq 0.5a_1$  в роздільності. Врахуємо при цьому, що при розвитку правої частини тріщини ліва частина зразка буде під питомим навантаженням

$$p = \int_0^{0.5a_1} \sigma_{y_0} \cdot \phi(x) dx / 0.5a_1, \quad (5)$$

а правий – під навантаженням

$$p = \int_0^{0.5a_1} \sigma_{y_0} \cdot \phi(x) dx / (x_a + x_0), \quad (6)$$

де  $\phi(x)$  – Функція нормального збільшення напруги на одній ненапруженій контактній поверхні зразка;  $x_a = a_1 - x$ .

У розподілі напружень по Е. П. Ункову вираз (6) має вигляд:

міцності Кулона [3]. Завдяки добрій збіжності цього критерію з експериментальними даними, він широко застосовується в теорії напруженого стану силучого середовища, ґрунтів і в механіці гірських порід [4–16].

Зазначимо, що вітчизняна [5–11] та зарубіжна література [12–16] поки що не пропонують загально визнаного критерію міцності. Критерій Кулона для зв'язних середовищ базується на припущенні, що опір породи зсуву  $\tau_\alpha$  на розглядуваній площині дорівнює сумі опору чистому зсуву  $k_n$ ,

$$|\tau_\alpha| = k_n + \mu\sigma_\alpha \quad (11)$$

или

$$k_n = |\tau_\alpha| - \mu\sigma_\alpha, \quad (12)$$

де  $k_n$  – межа опору зсуву матеріалу;  $\mu$  – коефіцієнт внутрішнього тертя.

Під цим рівнянням слід розуміти так: збій не відбудеться, якщо ліва частина буде менше правої (12). Критерій (12) обмежує напруги зсуву будь-якого напрямку, тому йдеться про абсолютне значення  $\tau_a$ . За цим критерієм ми отримали формули

$$\sigma_y = \frac{1}{\mu} \left[ \frac{k_n \left( 1 + \sin \rho \sqrt{1 - b_{\xi_r(l)}^2} \right) \exp \left( 2\mu \left( \beta_{\xi_r(l)} + \beta_{o(c)} \right) \right)}{1 - \sin \rho \sqrt{1 - b_{o(c)}^2}} - k_{o(c)} \right], \quad (13)$$

$$\text{де } k_{o(c)} = \frac{(k_n + \mu \sigma_y) \cdot \left( 1 - \sin \rho \sqrt{1 - b_{o(c)}^2} \right)}{\left( 1 + \sin \rho \sqrt{1 - b_{\xi_r(l)}^2} \right) \cdot \exp \left( 2\mu \left( 2\beta_{o(c)} \right) \right)}; \quad (14)$$

$k_{o(c)}$  – ефективне напруження зсуву в точці  $o$  чи  $u$  в точці  $c$  (рис.3);

$\beta_{\xi_r(l)}$  – кут повороту ЛС  $\xi_r'$  чи ЛС  $\xi_l'$  у вершині тріщини

$\beta_{o(c)}$  – кут повороту ЛС  $\xi_r'$  і  $\xi_l'$  від контактної поверхні в точках  $o$  і  $c$ ;

$$b_{\xi_r(l)} = \frac{f_c \left( 1 - \frac{2y}{h} \right) \sigma_y(x)}{k_n + \mu \sigma_y(x)}; \quad (15)$$

$$b_{o(c)} = - \frac{f_c \cdot \sigma_y(x_{o(c)})}{k_{o(c)} + \mu \sigma_y(x_{o(c)})}; \quad (16)$$

$\sigma_y(x)$  – функція розподілу нормальних напружень на контактній поверхні;  $x_{o(c)}$  – абсциса точки перетину ЛС з віссю симетрії в точці  $o$  або в точці  $c$  його вихід на поверхню зразка.

У зв'язку з тим, що в точці  $d'$  (рис.3) ефективна дотична напруга досягає значення  $k_n$  – межа опору матеріалу до зсуву, утворюється тріщина, яка розвивається по траєкторії максимальних ефективних дотичних напружень. Вираз (15) враховує лінійне згасання напружень зсуву внаслідок зовнішнього тертя при їх віддаленні від контактної поверхні відповідно до виразу  $\frac{1-2y}{h}$ . Для визначення поточного значення параметра  $b_d$  Усередині матеріалу у верхній частині тріщини на ЛС у формулі (15) позначається формулою  $b_{\xi_r(l)}$ . Точка  $o$  для ЛС  $\xi_r'$  чи точка  $c$  для ЛС  $\xi_l'$  є фіксованими. Тому величина напруги зсуву внаслідок зовнішнього тертя враховується величиною абсциси  $x_o$  на вертикальній осі симетрії і в точці  $c$  при  $x=0$  і  $y=h$ . Знаки мінус і плюс у виразах (15) і (16) вказують на різну роль зовнішнього тертя в контактних площинах.

Параметри  $\beta_{\xi_r(l)}$  і  $\beta_{o(c)}$  визначаються за допомогою рівнянь

$$\beta_{\xi_r(l)} = \frac{1}{2} \arctg \frac{b_{\xi_r(l)} \cos \rho}{\sin \rho - \sqrt{1 - b_{\xi_r(l)}^2}}; \quad (17)$$

$$\beta_{o(c)} = \frac{1}{2} \arctg \frac{b_{o(c)} \cos \rho}{\sin \rho - \sqrt{1 - b_{o(c)}^2}}; \quad (18)$$

Попутно зазначимо, що у формулах (13) (14) параметри  $b_{\xi_r(l)}$ ,  $\beta_{\xi_r(l)}$  у точки горизонтальної лінії симетрії, а параметри  $b_o$ ,  $\beta_o$  в точках на вертикальній лінії симетрії мають нульові значення.

для розрахунку вертикальних напружень на вершині тріщини. Остаточні основні формули ми наведемо тут, без висновку. Вони застосовні для кожної з відомих п'яти форм перелому з певними модифікаціями. Формули для визначення величини максимального поздовжнього нормального напруження на вершині тріщини виглядають наступним чином

І, на закінчення, відзначимо, що кути нахилу ЛС  $\xi_r'$  і  $\xi_l'$  визначається за формулою

$$\alpha_{\xi_r(l)} = \frac{3\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \beta_{\xi_r(l)}, \quad (19)$$

Як видно, система рівнянь (7-19) у явному вигляді нерозв'язна, оскільки частина формул є трансдентними. Рішення рівняння визначення межі міцності зразків при клинової формі руйнації з допомогою цієї системи вироблялося методом ітерацій.

### Результати досліджень

В результаті досліджень розроблено аналітичний метод побудови умовних діаграм напруга-подовжня деформація при клинової формі руйнування гірських порід з використанням чотирьох показників їх властивостей ( $k_n$ ,  $f_c$ ,  $\mu$ ,  $E$ ), доступні для експериментального визначення в лабораторіях виробничих підприємств простими технічними засобами.

Використовуючи питомі значення значень, отриманих з форм (7) і (8), можна побудувати діаграму напружень-деформацій (рис. 3, лінія 1). Для цього потрібно зв'язати значення питомої сили з деформацією зразка, що визначається за формулою

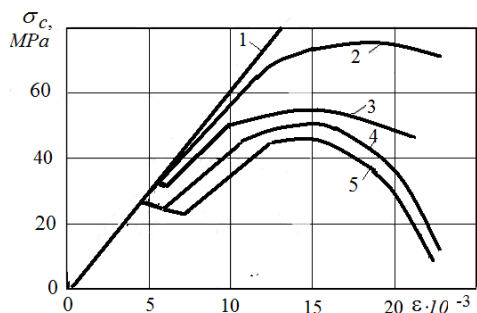
$$\varepsilon = \frac{p}{E}, \quad (20)$$

де  $E$  – модуль пружності.

Але в практиці деформації тіл прийнято використовувати умовні діаграми з відношенням змінної площі опори в процесі руйнування до початкової одичної довжини зразка, яка описується формулою

$$S = (x + X_0) / a_1 \quad (21)$$

На рис. 3 приведені діаграми при:  $k_n=10$  МПа,  $\rho=39^\circ$ ;  $f_c = 0,27$ ,  $E = 5500$  МПа і різної висоти зразка.



1 — істина діаграма; умовні діаграми при: 2-  $y_m=1.0a_1$ ; 3-  $y_m = 1.1a_1$ ;  
4-  $y_m = 1.6a_1$ ; 5-  $y_m = 2.0a_1$

Рисунок 3 – Діаграми напружень-деформацій у клиноподібному вигляді руйнування зразка

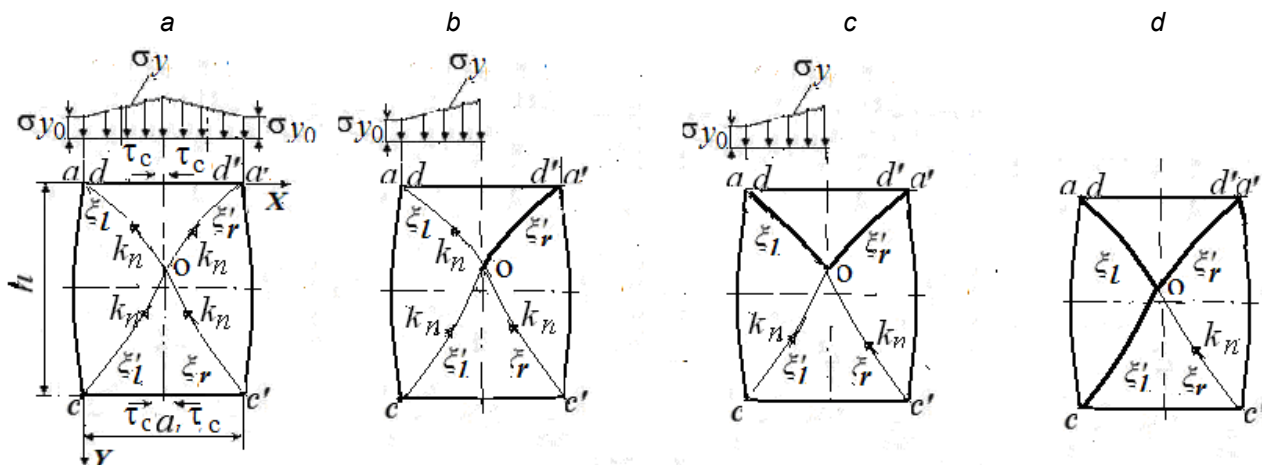
Помноживши величину деформації за виразом (20) на величину відносної площі  $S$  (21), отримаємо залежність між параметрами умовних діаграм «поздовжнє напруження – поздовжня деформація».

Як видно, система рівнянь (7-21) явно нерозв'язна, так як деякі з формул є трансцендентними. Розв'язання рівнянь для визначення міцності на розрив зразків за допомогою цієї системи проводилося методом ітерацій. Для цього висоту зразка розділили на 18 – 20 рядів і визначили для кожного з них значення напруги  $\sigma_y$ . Вершина тріщини, питомої сили  $p$ ,  $\epsilon$  деформація, заграничні напруги  $\sigma$ .

З використанням отриманих даних будуюмо криву руйнування зразка правильної геометрії, за максимальним значенням якої визначається межа міцності зразка (рис. 3, крива 2). Досі ми описали метод та результати розрахунку діаграм призматичного зразка правильної геометрії. Максимальне значення кривої 2 становить 76.4 МПа.

Тепер перейдемо до основного питання, визначення зміни межі міцності порід від висоти

зразка. Тут звернемо увагу читача на точку  $d'$  зародження тріщин. Координати цієї точки визначаються вимогою виходу ЛС  $\xi_j$  в кутовій точці  $v$ . Ця точка є найбільш відкритою для ЛС  $\xi_j$ . Зі збільшенням висоти зразка положення точки перетину ЛС з вертикальною лінією симетрії зразка щодо верхньої горизонтальної площини. Відстань точки  $o$  від нижньої площини залишається постійною. Таким чином, у зразку правильної геометрії при  $\rho=39^\circ$ ;  $f_c = 0,3$  точка  $d'$  знаходився на відстані від правого кута  $0.495a_1$  ( $x_0=0.495a_1$  в формулах (7) и (8)). У міру збільшення висоти екземпляра  $x_0$  зменшується і при певній висоті вибірка дорівнює нулю (рис. 4). Розрахуємо на висоті вибірки  $y_m=1.1a_1$ . Відмтм, значення  $x_0$  в Процес розрахунку слід підбирати таким чином, щоб абсциса точки  $S$  дорівнювала нулю. Так що для цієї висоти  $x_0$  дорівнює 0.355 а діаграма "напруга – деформіація" має вигляд (рис. 3, крива 3). Як бачите, плавність кривої порушена  $\sigma_c$ .



а) – на момент предруйнування; б) – в момент формування клиноподібної сторони;  
с) – в момент формування клина; д) – У момент формування клиновидної форми

Рисунок 4 – Схема формування клиноподібної форми високого призматичного зразка породи для його стиснення зі зменшенням параметра  $x_0$

Виник зброс напруження, підтвержене експериментальними спостереженнями. У момент скидання з'являється так звана зона плинності,

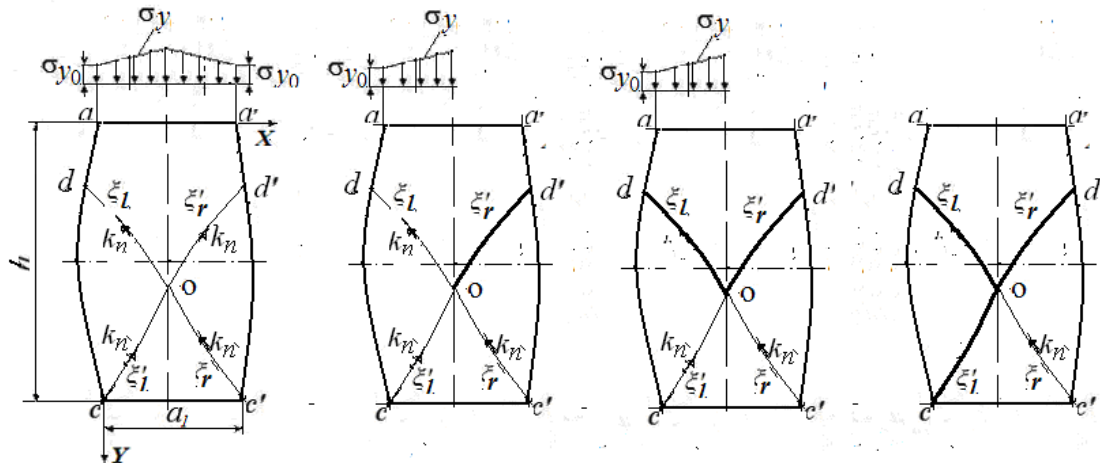
формування якої ми пояснюємо переходом процесу злому від опуклої лінії ковзання до увігнутої, що формує різний характер трансцендентних

кривих. Розломи викликані опуклістю першої тріщини, яка тягнеться до тих пір, поки вона не перетне вертикальну лінію симетрії. Всі трансцендентні криві в усіченому клиноподібному вигляді зразкового злому мають низхідний характер, який руйнується опуклими тріщинами. Крива виходу за межі поля має криву затвердіння, яка ще не отримала теоретичного обґрунтування. Пояснюємо це явище переходом процесу руйнування в увігнуту лінію ковзання, для якої характерна така особливість.

Розрахунки показують, що параметр  $x_0$  дорівнює нулю при висоті зразка, що дорівнює  $1,6a_1$ . У

цих умовах діаграма напружень-деформацій має вигляд рис. 3, крива 4. Площа «врожайності» збільшується зі збільшенням висоти екземпляра.

Тепер перейдемо до розрахунку, коли ЛС  $\xi_r$  поширюється на бічну поверхню зразка при  $x_0$ , дорівнює нулю (рис. 5). Точка  $d'$  з цієї ж умови знаходимо абсцису виходу тріщини в точці  $c$ . У програмі розрахунку послідовно вводимо координати точки  $d'$ . За сукупністю розрахункових даних будемо діаграми "напряга - деформація" (рис. 3, крива 5)



а) – на момент передруйнування; б) – у момент утворення сторони клину;  
с) – у момент формування клина; д) – в момент формування клиноподібної форми

Рисунок 4 – Схема формування клиноподібної форми високого призматичного зразка породи для його стиснення на початку зламування з бічної поверхні

#### Обговорення результатів розрахунків.

Як видно, зі збільшенням висоти зразка межа міцності зразка зменшується. Це видно з аналізу діаграм, представлених на рис. 3. Максимальні точки поза межних кривих діаграм зменшуються з кожним

збільшенням висоти вибірки. Таким чином, межа міцності зразка на розрив знижується з 67,0 МПа до 47,0 МПа (рис. 5), приблизно на 30%. За зовнішнім виглядом крива, показана на рис. 5 нагадує експериментальну криву, показану на рис. 2.19 [2].

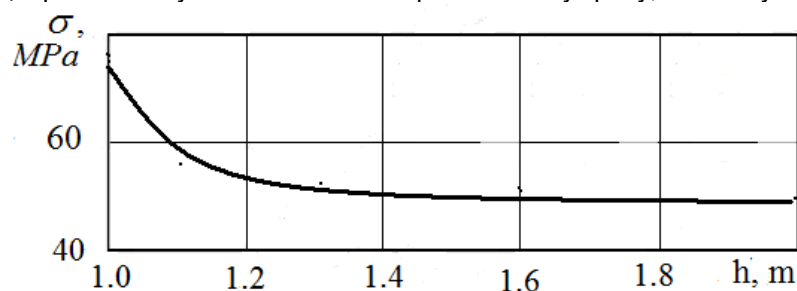


Рисунок 5 – Залежність міцності зразка на розрив від висоти зразка

Розрахунок показує, що з  $f_c = 0$ ,  $k_n = 10$  МПа,  $\rho = 39^\circ$ ,  $E = 5500$  МПа межа міцності зразка  $\sigma$  дорівнює 42,0 МПа. Спроби знизити межу міцності зразка на розрив до рівня  $\sigma = 42,0$  МПа шляхом збільшення висоти зразка аналітично не увінчалися успіхом. Справа в тому, що в міру збільшення висоти екземпляра ми зменшуємо коефіцієнт тертя на верхній половині зразка, а на нижній він залишається незмінним. Тому ми вважаємо, що повністю

усунути контактне тертя шляхом збільшення висоти зразків експериментально неможливо.

#### Висновки

1. Розроблено аналітичний метод розрахунку міцності зразка на розрив залежно від висоти зразка з використанням чотирьох показників (міцність матеріалу на зсув, коефіцієнти внутрішнього та контактного тертя, модуль пружності) властивостей



гірських порід, що дозволяє виявити фізичні особливості руйнування високих зразків.

2. Максимальні точки вихідних кривих діаграм зменшуються з кожним збільшенням висоти вибірки. Таким чином, межа міцності зразка на розрив при  $f_c = 0$ ,  $k_n = 10$  МПа,  $\rho = 39^\circ$ ,  $E = 5500$  МПа зменшується з 67.0 МПа до 47.0 МПа (рис. 5), приблизно на 30 %.

3. Збільшення висоти зразка з появою першої тріщини супроводжується скиданням запредельної кривої діаграм «напруження – деформація», при цьому величина скидання зростає зі збільшенням

висоти зразка. Скидання викликані опуклістю першої тріщини, яка розвивається до перетину нею вертикальної лінії симетрії.

4. Запредельна крива включає криву зміцнення, яка поки що не отримала теоретичного обґрунтування в механіці гірських порід. Це явище ми пояснюємо переходом процесу руйнування на ввігнуто лінію ковзання, яка характеризується такою особливістю.

5. Повністю виключити контактне тертя шляхом збільшення висоти зразків експериментально неможливо.

### Перелік посилань

- ГОСТ 21153.2-84. Породы горные. Методы определения прочности при одноосном сжатии. – М.: Гостстандартиздат, 1984. – 84 с.
- ГОСТ 12248-2010. Грунты. Методы лабораторного определения характеристик прочности и деформируемости. – М.: Стандартиформ, 2010. – 102 с.
- Васильев, Л.М. Механика образования форм разрушения образцов горных пород при их сжатии: монография / Л.М. Васильев, Д.Л. Васильев, Н.Г. Малич, А.А. Ангеловский. – Днепро: ИМА-пресс, 2018, 150 с.
- Виноградов, В.В. Геомеханика управления состоянием массива вблизи горных выработок / В.В. Виноградов. – К.: Наукова думка, 1989. – 192 с.
- Несмашный, Е.А. Оптимизация геометрических параметров открытых горных выработок. / Е.А. Несмашный. – Кривой Рог: Минерал, 2001. – 118 с.
- Литвинский, Г.Г. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов / Г.Г. Литвинский. – Донецк: Норд-Пресс, 2008. – 190 с.
- Шашенко, А.Н. Деформируемость и прочность массивов горных пород / А.Н. Шашенко, Е.А. Сдвижкова, С.Н. Гапеев. – Днепропетровськ: НГУ України, 2008.–224 с
- Петренко, В.Д. Проблема визначення деформацій оправиперегінних тунелів при суттєвій зміні інженерно-геологічних умов / В.Д. Петренко, О.Л. Тютюкін, Є.Ю. Кулаженко //3б.наук.пр. "Мости та тунелі, теорія, дослідження, практика" / ДНУЗТу. – Дніпропетровськ, 2014. – Вип.5. – С. 62-69.
- Петренко, В.Д. Оцінка стійкості природних східів методами математичного моделювання в програмі "ОТКОС" / В.Д. Петренко, О.Л. Тютюкін, О.І. Лубінчик, В. Р. Кільдеев // 3б.наук.пр. Дніпропетровського університету залізничного транспорту "Мости та тунелі, теорія, дослідження, практика" / ДНУЗТу.– Дніпропетровськ,. 2015. – Вип.8. – С. 23-32.
- Irfan Ghani, Dynamic Development of Hydrofracture / Irfan Ghani, Daniel Koehn, Renaud Toussaint, Cees Willem Passchier // Pure and Applied Geophysics – 2013. – Vol. 170. – Iss. 11 – pp. 1685 – 1703.
- Zhang, L. Evaluation of rock strength criteria for wellbore stability analysis / L. Zhang, P. Cao, K.C. Radha // Int J Rock Mech Min Sci. – 2010. – Vol. 47. – Iss. 8. – P. 1304-1316.
- 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.
- Zhao, X.G. A mobilized dilation angle model for rocks/ X.G. Zhao, M. Cai// Int J Rock Mech Min Sci. – 2010. – Vol. 47. – Iss. 3. – P. 368-384.
- Feiying Ma, Staged Coalbed Methane Desorption and the Contribution of Each Stage to Productivity / Feiying Ma, Yongqing Wang, Haitao Li, Lin Wang, Hui Wang, Rui Jiang // Chemistry and Technology of Fuels and Oils – 2014. – Vol. 50. – Iss. 4 – pp. 344-353.
- Erik Eberhardt, The Hoek–Brown Failure Criterion / Erik Eberhardt // Rock Mechanics and Rock Engineering – 2012. – Vol. 45 – Iss. 6 - pp 981–988.
- Agustawijaya, D. S., The Influence of Rock Properties and Size into Strength Criteria: A Proposed Criterion for Soft Rock Masses / Agustawijaya, D. S. // Civil Engineering Dimension – 2011. – Vol. 13 – Iss. 2 – pp 75-81.

### References

- Ministry of Coal Industry of the USSR. (1984). Rocks. Methods for determination of axial compression strength. (State standard 21153.2-84)
- Interstate council for standardization, metrology and certification (ISC). (2010). State standard 12248-2010. Grunty. Metody laboratornogo opredeleniia kharakteristik prochnosti i deformiruemosti. [Soils. Methods for laboratory determination of strength and deformability characteristics]. (State standard 12248-2010)
- Vasilev, L. M., Vasilev, D. L., Malich, N. G., & Angelovskii, A. A. (2018). *Mekhanika obrazovaniia form razrusheniia obraztsov gornykh porod pri ikh szhatii*, IMA-press
- Vinogradov, V. V. (2018). *Geomekhanika upravleniia sostoianiem massiva vblizi gornykh vyrabotok*. Naukova dumka
- Nesmashnyi, E. A. (2001). *Optimizatsiia geometricheskiikh parametrov otkrytkh gornykh vyrabotok*. Mineral
- Litvinskii, G. G. (2008). *Analiticheskaia teoriia prochnosti gornykh porod i massivov*. Nord-Press
- Shashenko, A. N., Sdvizhkova, E. A., & Gapeev, S. N. (2008) *Deformiruemost i prochnost massivov gornykh porod*. NGU Ukraini

8. Petrenko, V. D., Tiutkin, O. L., & Kulazhenko, Ye. Yu. (2014). Problema vyznachennia deformatsii opravyperehinnykh tuneliv pry suttyevii zmini inzhenerno-heolohichnykh umov. *Bridges and Tunnels: theory, research, practice*, (5), 62-69.
9. Petrenko, V. D., Tiutkin, O. L., Lubinchyk, O. I., & Kildeev, V. R. (2015). Otsinka stiikosti pryrodnykh skhidiv metodamy matematychnoho modeliuвання v prohrami "OTKOS". *Bridges and Tunnels: theory, research, practice*, (8), 23-32.
10. Ghani, I., Koehn, D., Toussaint, R., & Passchier, C. W. (2013). Dynamic Development of Hydrofracture. *Pure and Applied Geophysics*, 170(11), 1685 – 1703
11. Zhang, L., Cao, P., & Radha, K. C. (2010). Evaluation of rock strength criteria for wellbore stability analysis. *Int J Rock Mech Min Sci.*, 47(8), 1304-1316
12. Mingqing, Y. (2010). Mechanical characteristic of the exponential strength criterion under conventional stresses. *Int J Rock Mech Min Sci.*, 47(2), 195-204
13. Zhao, X. G., & Cai, M. (2010). A mobilized dilation angle model for rocks. *Int J Rock Mech Min Sci.*, 47(3), 368-384
14. Ma, F., Wang, Y., Li, H., Wang, L., Wang, H., & Jiang, R. (2014). Staged Coalbed Methane Desorption and the Contribution of Each Stage to Productivity. *Chemistry and Technology of Fuels and Oils*, 50(4), 344-353
15. Eberhardt, E. (2012). The Hoek–Brown Failure Criterion. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 45(6), 981–988
16. Agustawijaya, D. S. (2011). The Influence of Rock Properties and Size into Strength Criteria: A Proposed Criterion for Soft Rock Masses. *Civil Engineering Dimension*, 13(2), 75-81.

Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 27.02.2024

Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024

Білодєденко С.В., Іщенко А.О., Рассохін Д.О., Бєм Р.

**Теоретичне визначення міцності композитного матеріалу в умовах всебічного стиснення**

Bilodedenko S.V., Ischenko A.O., Rassokhin D.O., Böhm R.

**Theoretical determination of the strength of composite material under conditions of comprehensive compression**

**Мета.** Метою дослідження є теоретичне обґрунтування міцності вітчизняного композитного матеріалу в умовах всебічного стиснення та створення моделі, яка дозволяє передбачити поведінку матеріалу під навантаженнями. **Методика.** У дослідженні використано метод кінцевих елементів (МКЕ) для моделювання напружено-деформованого стану композитного матеріалу. Експериментальна частина включала підготовку багатошарових зразків з полімерними композитними матеріалами, їхнє механічне навантаження в умовах всебічного стискування та порівняння результатів з розрахунковими даними. Додатково застосовано параметричне моделювання в середовищі Ansys Workbench для вивчення впливу змінних, таких як товщина шару та прикладена сила. **Результати.** Отримано залежності між товщиною композитного шару, величиною навантаження та деформаційними характеристиками матеріалу. Найкращі механічні властивості виявлено у зразків з товщиною шару 2 мм, які демонструють оптимальний баланс між міцністю та здатністю до поглинання енергії. Моделювання показало, що найбільші напруження виникають на межі контакту полімерного шару з металеву основою, що вказує на необхідність поліпшення адгезійних властивостей. **Наукова новизна.** Запропоновано параметричну модель для аналізу напружено-деформованого стану полімерних композитних матеріалів. Удосконалено методику оцінки міцності багатошарових композитів в умовах всебічного стиснення, що дозволяє враховувати взаємодію шарів та їхніх геометричних параметрів. **Практична значущість.** Результати дослідження можуть бути використані для розробки нових композиційних матеріалів з поліпшеними механічними властивостями для застосування в авіаційній, автомобільній та енергетичній промисловостях. Рекомендації щодо оптимізації товщини шарів і технології виготовлення дозволять підвищити довговічність і ефективність композитних конструкцій.

**Ключові слова.** композитні матеріали, всебічне стиснення, метод скінчених елементів, напружено-деформований стан, міцність, адгезійні властивості.

**Purpose.** The aim of the study is to theoretically substantiate the strength of domestic composite material under conditions of comprehensive compression and to create a model that allows predicting the behavior of the material under loads.

**Methodology.** The study used the finite element method (FEM) to model the stress-strain state of the composite material. The experimental part included the preparation of multilayer specimens with polymer composite materials, their mechanical loading under conditions of comprehensive compression, and comparison of the results with the calculated data. Additionally, parametric modeling in the Ansys Workbench environment was used to study the effect of variables such as layer thickness and applied force. **Findings.** The dependencies between the thickness of the composite layer, the load, and the deformation characteristics of the material were obtained. The best mechanical properties were found in samples with a layer thickness of 2 mm, which demonstrate an optimal balance between strength and energy absorption. Modeling has shown that the highest stresses occur at the interface between the polymer layer and the metal substrate, indicating the need to improve the adhesive properties. **Originality.** A parametric model for analyzing the stress-strain state of polymeric composite materials is proposed. The methodology for assessing the strength of multilayer composites under conditions of comprehensive compression has been improved, which allows taking into account the interaction of layers and their geometric parameters. **Practical value.** The results of the study can be used to develop new composite materials with improved mechanical properties for use in the aviation, automotive, and energy industries. Recommendations for optimizing the thickness of layers and manufacturing technology will increase the durability and efficiency of composite structures.

**Keywords.** composite materials, comprehensive compression, finite element method, stress-strain state, strength, adhesive properties.

**Вступ.** Застосування полімерних композитних матеріалів у конструкціях пов'язане з певними ризиками, пов'язаними з їхньою чутливістю до дефектів, що виникають за значних механічних і термічних навантажень. Використання таких матеріалів у відповідальних конструкціях, наприклад, газотурбінних установках, авіаційних і автомобільних компонентах, хімічному та енергетичному

обладнанні, обмежується необхідністю підвищеної міцності та стійкості до пошкоджень. Тому актуальним залишається завдання розроблення композитних матеріалів із високою стійкістю до пошкоджень, які б зберігали ключові властивості, такі як термостійкість, міцність і стійкість до впливу агресивних середовищ.

© Білодєденко С.В. – д.т.н., проф. УДУНТ  
Іщенко А.О. – д.т.н., проф. ПДТУ  
Рассохін Д.О. - к.т.н., доц. м.Лейпциг, Німеччина  
Бєм Р. - проф. м.Лейпциг, Німеччина

© Bilodedenko S. – d.t.s., profssor, USUST  
Ischenko A. – d.t.s., profssor,  
Rassokhin D. – c.t.s., docent  
Böhm R. – professor



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

**Аналіз літературних даних та постановка проблеми.** Полімерні композити з підвищеною стійкістю до пошкоджень часто мають багатшарову структуру, де кожен шар виконує специфічну функцію, що дає змогу застосовувати різні механізми, які уповільнюють розвиток тріщин. Наприклад, шари можуть сприяти відхиленню і розсіюванню енергії, що знижує ризик поширення дефектів і збільшує термін служби матеріалу. Особливо перспективним є створення багатшарових композитів з чергуванням полімерних і армованих шарів, оскільки вони можуть забезпечити меншу щільність порівняно з традиційними металевими сплавами, зберігаючи при цьому високі характеристики міцності. У дослідженні [1] використовували метод скінченних елементів (МСЕ) для аналізу міцності багатшарових композитних матеріалів під дією різних навантажень, включно з одноосьовим і двоосьовим стисненням. Основною перевагою методу є можливість точного моделювання напружено-деформованого стану та прогнозування зон концентрації напружень, що критично важливо для оцінки надійності матеріалів. Результати показали, що напруження руйнування істотно залежать від типу навантаження і конфігурації шарів. Для композитів, армованих волокнами (наприклад, E-glass і T300), основне руйнування спостерігалось за подовжнього стиснення волокон, а також за міжшарових пошкоджень. Аналіз граничних діаграм міцності виявив області, де матеріали демонструють високу стійкість, і ділянки, які потребують поліпшення адгезійних властивостей між шарами. У статті [2] представлено універсальний критерій міцності для анізотропних матеріалів, що ґрунтується на використанні двох тензорів міцності (2-го і 4-го рангу). Цей критерій дає змогу враховувати складні взаємодії між компонентами напружень, а також відмінності в поведінці матеріалу за позитивних і негативних навантажень. Метод адаптовано для різних симетрій матеріалів, таких як ізотропні, ортотропні та трансверсально ізотропні конфігурації.

Результати дослідження показали, що застосований метод успішно пророкує характеристики міцності матеріалів за одновісних і багатовісних навантажень, включно зі зрушенням і стисненням.

Дослідження, спрямоване на аналіз руйнування композитних матеріалів, армованих волокнами, з використанням феноменологічних моделей на фізичній основі було розглянуто [3]. Моделі враховують нелінійні залежності напружень і деформацій, що дає змогу більш точно передбачати механічну поведінку ламінованих матеріалів. Дослідження показало, що найнебезпечнішою є зона, де стиснення спричиняє похилі тріщини, що провокують "вибуховий" ефект і деламінацію. Проте після утворення тріщин матеріали зберігають здатність приймати навантаження, що відображено в поступовій деградації параметрів жорсткості. Результати дослідження дають змогу прогнозувати зони ризику руйнування для різних композитних структур, що особливо важливо під час

проектування елементів, які зазнають складних комбінованих навантажень.

Для дослідження механізмів руйнування застосовується безліч методів. Одним із таких є дослідження мікробуклінгу (мікрозатиску) волокон у композитах [4]. Мікробуклінг є основним механізмом руйнування під час подовжнього стискання. Аналіз показує, що початкова кривизна волокон і пластичність матриці відіграють ключову роль у формуванні смуг зламу.

Моделювання структурної стійкості було розглянуто [5]. Розроблено дворівневу модель, яка враховує початкову кривизну волокон і нелінійну поведінку матриці. Показано, що такі параметри, як послідовність укладання шарів і товщина шарів, значно впливають на міцність під час стискання. Мікромеханічне моделювання руйнувань було розглянуто [6]. Використовувався метод кінцевих елементів для створення "діаграм граничних станів" у вуглепластикових ламінатах. Аналіз дав змогу виявити два основні механізми руйнування: зсувне руйнування волокон і їхній вигин (kinking). Ці дані дають змогу прогнозувати поведінку матеріалів під складними навантаженнями. Вплив товщини ламінатів на міцність, було розглянуто [7]. Автори дослідження дійшли висновку, що збільшення товщини ламінатів знижує міцність через дефекти, такі як викривлення волокон і пористість. Питання впливу геометричних параметрів на міцність є основоположними при дослідженні стійкості полімерних матеріалів. Проведено експериментальне дослідження впливу геометричних параметрів на міцність [8]. Показано, що дефекти виробництва відіграють ключову роль у зниженні міцності. Ці дослідження підкреслюють ключові фактори, що впливають на міцність композитних матеріалів під час стиснення, такі як дефекти структури, початкова кривизна волокон, послідовність укладання і нелінійна поведінка матриці. Застосування теоретичних моделей і чисельних методів (МСЕ) дає змогу точніше прогнозувати руйнування й оптимізувати дизайн матеріалів. Застосування МСЕ, у поєднанні з мікромеханічними моделями, дало змогу створити інструменти для точного прогнозування поведінки композитів і розроблення нових структур із поліпшеними характеристиками міцності та довговічності. При цьому численні дослідження підтверджують необхідність вивчення геометричних параметрів на міцність. Однак у науково-технічній літературі недостатньо розрахункових моделей, що описують напружено-деформований стан багатшарових полімерних композитів, які дають змогу прогнозувати їхні властивості залежно від характеристик і товщини кожного шару.

#### **Мета і завдання дослідження.**

Для виконання підготовки до випробувань було розроблено схеми створення композитних зразків. Основним завданням розроблення таких схем є забезпечення надійності з'єднання композитного шару з металевою основою, а також створення

оптимальних умов для дослідження механічних характеристик матеріалу в процесі випробувань.

Зразок включає такі ключові елементи:

Сталевий зразок, що являє собою металеву основу, яка має високу міцність і стабільність форми. Він служить базою для нанесення композитного шару. Композитний шар, нанесений на металеву

основу. Цей шар має заздалегідь задані фізико-механічні характеристики, такі як міцність, еластичність і стійкість до зовнішніх впливів. Шар виконано з двокомпонентного матеріалу ДК-2, розробленого в ДВНЗ "ПДТУ". Технічні характеристики представлені в таблиці 1.

**Таблиця 1 – Технічні характеристики матеріалу ДК-2**

Консистенція		Рідкий
Співвідношення компонентів суміші	вага	4:1
Смола/Затверджувач		
Питома вага (суміші)	г/см <sup>3</sup>	1,6
Час обробки	20°C/хв.	60
Час затвердіння	20°C/ч.	24
Повне затвердіння / повне хімічне навантаження	20°C/дб	7
Температурна стійкість	°C	-20/+90
Колір		зелений
Кількість для 1 м <sup>2</sup> за товщини шару в 0,35 мм	г	500
Мінімальна температура застосування	°C	+15
Мінімальна товщина шару	мм	0,35
Максимальна вологість повітря	%	75
Зберігання	місяці	36

Схема включає кілька геометричних параметрів, які мають важливе значення для подальших випробувань:

- Діаметр (D) зразка - ключовий параметр, що визначає загальну площу випробуваної поверхні. Значення діаметра становило 12 мм.

- Товщина заглиблення в металевому корпусі (h), яка задає глибину, на яку композитний матеріал може бути інтегрований в основу, забезпечуючи надійне зчеплення. Для всіх зразків заглиблення становило 3 мм.

- Надлишок матеріалу (δ), що утворюється в результаті накладення композитного шару поверх

металевої основи. Цей параметр враховується для аналізу надлишкового об'єму і можливих змін у геометрії шару, а також впливу на його несучу стійкість. Надлишок матеріалу був прийнятий 1, 2 і 3 мм.

Зразки з полімерного композитного матеріалу були сформовані шляхом заповнення попередньо підготовлених металевих основ полімерною композицією. Висоту полімерного шару суворо контролювали, використовуючи знімні пластикові кришки, товщина яких була розрахована і відповідала заданій товщині майбутнього полімерного шару (рис. 1).

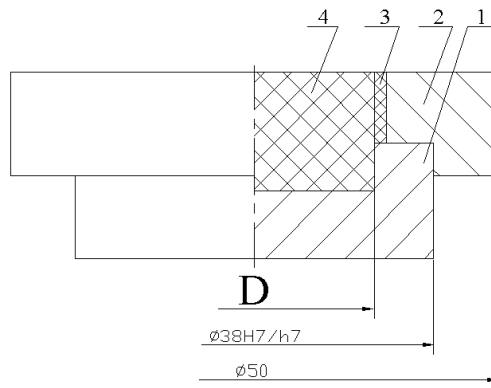


Рисунок 1. Форма для виготовлення зразків: 1 - корпус; 2 - кришка; 3 - пластмасове кільце; 4 - метало-полімер

Для моделювання механізмів руйнування полімерного матеріалу, укладеного в обмеженому об'ємі, застосовували метод скінченних елементів (МСЕ). Цей метод передбачає дискретизацію поверхні та об'єму матеріалу на безліч малих одиничних елементів, кожен з яких характеризується власним тензором напружень і деформацій. Цей підхід дає змогу точно описувати розподіл напружень і деформацій у кожному елементі, що критично

важливо для прогнозування локальних зон напружень, схильних до руйнування. МСЕ також враховує взаємний вплив елементів, що робить його ефективним інструментом для аналізу складних навантажувальних умов і моделювання процесу руйнування матеріалу в умовах стиснення. Для глибокого розуміння механічних характеристик полімерного композитного матеріалу, а також для прогнозу його поведінки під навантаженнями,



важливо доповнити експериментальні дослідження аналітичними розрахунками. Такий підхід дає змогу з високою точністю моделювати процес руйнування матеріалу й оцінювати його стійкість в умовах стиснення.

Для цих цілей використовують метод скінченних елементів (МСЕ), який дає змогу деталізовано описати напружено-деформований стан матеріалу. У рамках цього методу об'єкт розрахунку розбивають на безліч малих елементів, для кожного з яких формують систему рівнянь, що враховує зв'язки із сусідніми елементами. Ця система описується основними рівняннями, що зв'язують параметри, як от напруження, деформації та переміщення. Таким чином, МСЕ дає змогу створити комплексну математичну модель, що відображає розподіл внутрішніх напружень і зону критичних навантажень у матеріалі.

Для моделювання механізмів руйнування полімерного матеріалу, укладеного в обмеженому

об'ємі, застосовується метод скінченних елементів (МСЕ). Нижче наведено основні формули, що використовуються в цьому методі для розрахунку напружень і деформацій.

Основне рівняння рівноваги

Ключове завдання МСЕ - розв'язання рівнянь рівноваги, що описуються глобальною матрицею жорсткості системи, яка враховує взаємодію всіх елементів. Для будь-якого вузла скінченної елементної сітки рівняння рівноваги описується матрицею жорсткості, що зв'язує вузлові переміщення із зовнішніми силами:

$$F = K \cdot u \quad (1)$$

де  $K$  - глобальна матриця жорсткості системи, що залежить від механічних властивостей матеріалу і геометрії елементів,  $u$  - вектор вузлових переміщень,  $F$  - вектор зовнішніх сил, прикладених до вузлів.

Представимо вираз (1) у матричному вигляді.

$$\begin{pmatrix} F_1 \\ F_2 \\ \dots \\ F_n \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & \dots & k_{1m} \\ k_{21} & k_{22} & \dots & k_{2m} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ k_{n1} & k_{n2} & \dots & k_{nm} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \dots \\ u_n \end{pmatrix} \quad (2)$$

де  $k_{nm}$  - жорсткість за ступенями свободи  $mn$ ,  $u_n$  - невідоме переміщення за ступенем свободи  $n$ ,  $F_n$  - навантаження за  $n$ -м ступенем свободи.

$$K_e = \int_V B^T D B dV \quad (3)$$

де  $K_e$  - локальна матриця жорсткості елемента,  $B$  - матриця градієнтів форми (залежить від форми елемента),  $D$  - матриця пружних констант, що залежить від властивостей матеріалу, наприклад,

для ізотропних матеріалів - модуль Юнга та коефіцієнт Пуассона),  $V$  - об'єм елемента.

Таким чином рівняння для кінцевого елемента матиме вигляд:

$$K_e^{(i)} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & \frac{\nu_{21}E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{12}E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{12}{h^2}G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{12}{h^2}G_{23} \end{bmatrix} \quad (4)$$

де  $E_i$  - модулі пружності,  $\nu_{ij}$  - коефіцієнти Пуассона,  $G_{ij}$  - модулі зсуву.

Деформація визначається за формулою:

$$\varepsilon = D \cdot u \quad (5)$$

де  $\varepsilon$  - тензор деформацій,  $D$  - тензор операторів диференціювання.

### Результати дослідження.

Для виконання моделювання процесу стиснення полімерного матеріалу використовували розрахункове середовище Ansys Workbench, що надає широкі можливості для аналізу складних механічних процесів. З огляду на те, що геометрія досліджуваного об'єкта містить змінні, такі як висота

полімерного шару і крок навантаження, було ухвалено рішення використовувати параметричну модель розрахунку. Такий підхід дозволив провести серію розрахунків із різними значеннями параметрів, забезпечуючи можливість вивчення впливу зміни геометричних і навантажувальних характеристик на напружено-деформований стан матеріалу (рис. 2, 3).

Результати навантаження показали картину, аналогічну реальному випробуванню полімеру на стиск, рис. 4.

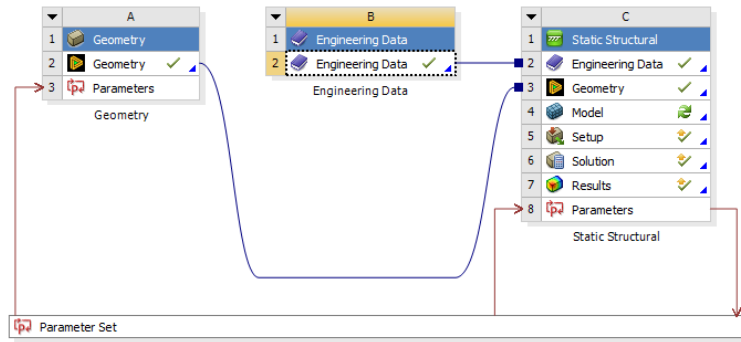


Рисунок 2. Схема розрахунку в середовищі Ansys Workbench

Properties of Outline Row 3: DK-2			
A	B	C	
Property	Value	Unit	
Material Field Variables	Table		
Density	950	kg m <sup>-3</sup>	
Isotropic Secant Coefficient of Thermal Expansion			
Coefficient of Thermal Expansion	0,00023	C <sup>-1</sup>	
Isotropic Elasticity			
Derive from	Young's Modulus and Poisson...		
Young's Modulus	650	MPa	
Poisson's Ratio	0,42		
Bulk Modulus	1,3542E+09	Pa	
Shear Modulus	2,2887E+08	Pa	
Tensile Yield Strength	2,5E+07	Pa	
Compressive Yield Strength	0	Pa	
Tensile Ultimate Strength	3,3E+07	Pa	
Compressive Ultimate Strength	0	Pa	
Isotropic Thermal Conductivity	0,28	W m <sup>-1</sup> C <sup>-1</sup>	
Specific Heat Constant Pressure, C <sub>p</sub>	2300	J kg <sup>-1</sup> C <sup>-1</sup>	

Рисунок 3. Міцнісні властивості полімерного матеріалу ДК2

Table of Design Points							
	A	B	C	D	E	F	G
1	Name	P1 - Extrude3.FD4	P2 - Force Magnitude	P3 - Directional Deformation Maximum	Retain	Retained Data	Note
2	Units	mm	N	mm			
3	DP 0 (Current)	3,2	10000	0,90063	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	
4	DP 6	3,2	20000	1,8013	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
5	DP 7	3,2	30000	2,7019	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	
6	DP 8	2,16	10000	0,65929	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
7	DP 9	2,16	20000	1,3186	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
8	DP 10	2,16	30000	1,9779	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
9	DP 11	1,17	10000	0,50948	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
10	DP 12	1,17	20000	1,019	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
11	DP 13	1,17	30000	1,5285	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	

Рисунок 4. Таблиця змінних значень висоти полімеру, кроку навантаження і деформації

**Аналіз таблиці змінних значень висоти полімеру, кроку навантаження і деформації**

У таблиці представлено результати параметричного розрахунку процесу стиснення полімерного шару з використанням Ansys Workbench. Модель враховувала такі змінні: висота полімерного шару (P1), прикладене навантаження (P2) і максимальна спрямована деформація (P3). Ці параметри дали змогу оцінити вплив товщини полімерного шару і величини навантаження на деформаційні характеристики матеріалу.

**Структура таблиці**

**P1 - Висота полімерного шару (мм):** Значення: 3,2 мм, 2,16 мм і 1,17 мм. Змінна P1 визначає початкову висоту полімерного шару перед застосуванням навантаження. Різні значення висоти використовувалися для аналізу впливу товщини шару на його стійкість до деформацій.

**P2 - Прикладена сила (N):** Значення: 10 000 N, 20 000 N і 30 000 N. Величина навантаження варіювалася ступінчасто для визначення залежності деформації матеріалу від прикладеної сили.

**P3 - Максимальна спрямована деформація (мм):** Значення деформації варіюються в діапазоні від 0,50948 мм до 2,7019 мм залежно від комбінації висоти шару та величини навантаження. Ця змінна дає змогу оцінити ступінь деформації полімерного шару за заданих умов (Рис.5).

**Висота шару 3,2 мм:** При навантаженні 10 000 N деформація становить 0,90063 мм, що вказує на початкову стадію пружної поведінки матеріалу. При навантаженні 20 000 N деформація збільшується до 1,8013 мм, а при 30 000 N досягає 2,7019 мм. Деформація зростає майже лінійно зі збільшенням навантаження, що свідчить про збереження пружних властивостей матеріалу, незважаючи на збільшення товщини.

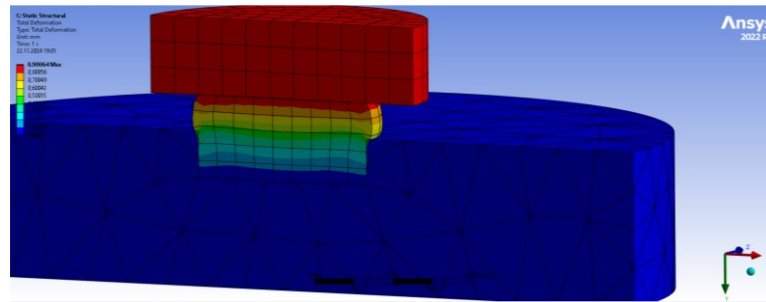


Рисунок 5. Процес аналізу деформації полімерного зразка

**Висота шару 2,16 мм:** При навантаженні 10 000 Н деформація становить 0,65929 мм, що менше, ніж у шару завтовшки 3,2 мм при тому ж навантаженні. Це пов'язано з меншою податливістю більш тонкого шару. При навантаженні 20 000 Н деформація зростає до 1,3186 мм, а при 30 000 Н - до 1,9779 мм. Полімерний шар товщиною 2,16 мм демонструє кращу стійкість до деформацій за середніх і високих навантажень, що робить його оптимальним для умов, де потрібен баланс між міцністю і гнучкістю.

**Висота шару 1,17 мм:** При навантаженні 10 000 Н деформація становить лише 0,50948 мм, що підтверджує найбільшу жорсткість і стійкість

найтоншого шару. При навантаженні 20 000 Н деформація збільшується до 1,019 мм, а при 30 000 Н - до 1,5285 мм. Тут деформація перевищила висоту полімеру, це свідчить про повне стиснення зразка при навантаженні в 30кН. Отже, такий рівень навантаження для зразка з висотою шару 1,17 мм не може бути застосовним. Тонкий шар демонструє мінімальні деформації, проте його малий обсяг може обмежувати здатність поглинати енергію.

#### Порівняльний аналіз

Більш товсті шари (3,2 мм) схильні до більших деформацій за однакових навантажень через їхню більшу піддатливість (рис. 6.).

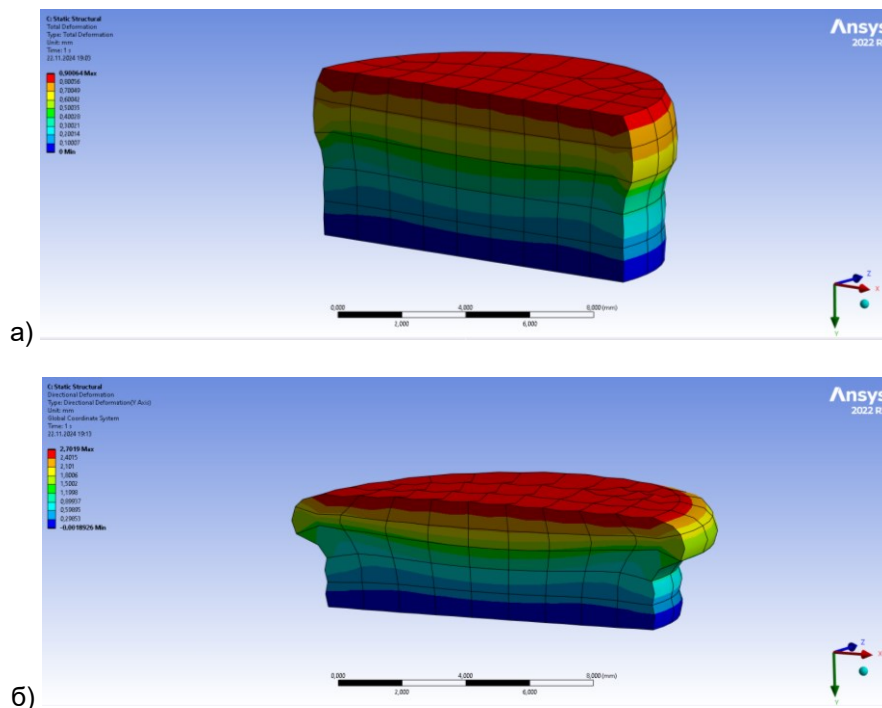


Рисунок 6. Розподіл деформацій під час навантаження полімерного зразка ДК2 заввишки 3 мм а) за 10кН, б) 30кН

Тонкі шари (1,17 мм) демонструють мінімальну деформацію, що свідчить про високу жорсткість, проте їхнє застосування може бути обмежене через низьку здатність поглинати енергію. У всіх випадках деформація зростає зі збільшенням навантаження, причому швидкість зростання деформації вища для більш товстих шарів. Шар завтовшки 2,16 мм показує збалансовані

характеристики: помірну деформацію за високого навантаження і достатню жорсткість, що робить його найбільш підходящим для умов, де потрібне поєднання міцності та гнучкості. Ці результати узгоджуються з експериментальними даними, підтверджуючи можливість використання параметричної моделі для прогнозування механічних характеристик полімерного шару.

Розрахункова система дала змогу також проаналізувати розподіл напружень у перерізі полімерного зразка (рис. 7).

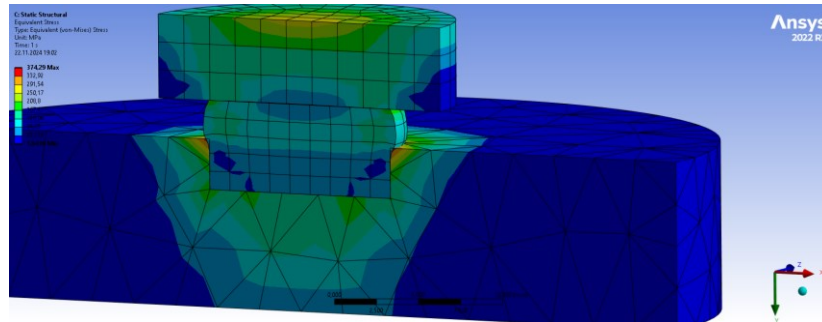


Рисунок 7. Розподіл напружень у перерізі полімерного зразка.

На рис.7 представлено результат моделювання розподілу еквівалентних напружень (напружень за Мізесом) у полімерному зразку під час стискання, виконане в розрахунковому середовищі Ansys Workbench. Цей аналіз дає змогу оцінити зони концентрації напружень, розподіл навантаження і механічну поведінку матеріалу під стискаючим навантаженням.

Розподіл напружень

Максимальні еквівалентні напруження становлять 312 МПа, що позначено червоним кольором у ділянці контакту між полімерним шаром і

металевою основою. Високі напруження в цій зоні вказують на те, що саме тут відбувається найбільший механічний вплив, пов'язаний з передачею навантаження від верхньої частини зразка до металевої основи.

Мінімальні напруження становлять 1,587 МПа і зосереджені в центральних областях полімерного шару далеко від країв. Це зони, де напруження перерозподіляються і не досягають критичних значень.

Найбільше значення напружень зосереджене на кромці полімерного зразка (рис. 8).

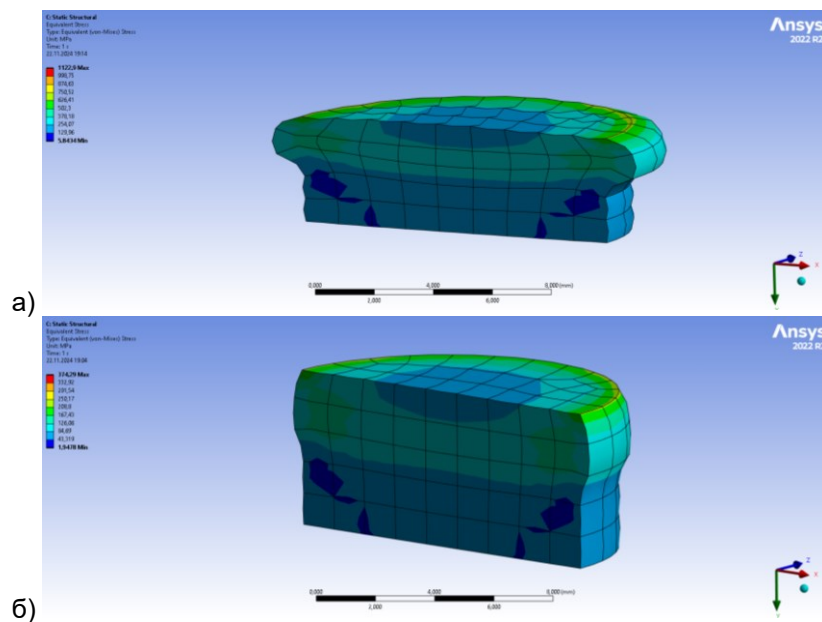


Рисунок 8. Розподіл напружень під час навантаження полімерного зразка ДК2 заввишки 3 мм а) за 10кН, б) 30кН

Основні зони концентрації знаходяться:

- На межі контакту полімерного шару з металевою основою.

- У перехідній зоні, де структура матеріалу змінюється, що підтверджується збільшенням напружень у цих областях.

- Концентрація напружень у зоні контакту вказує на необхідність вивчення адгезійних властивостей між полімером і металом, оскільки можливі відшарування або мікротріщини за високих навантажень.

#### Обговорення результатів.

Основне навантаження передається через контактні області між полімерним шаром і металевою

основою. Це підтверджується наявністю максимальних напружень у зоні контакту. Полімерний шар розподіляє навантаження по своїй товщині, що сприяє зменшенню концентрації напружень у центральній частині. Полімерний шар демонструє пружнопластичну поведінку, що підтверджується плавним розподілом напружень за обсягом шару. Товщина полімерного шару впливає на розподіл напружень: більш товсті шари краще поглинають навантаження, але створюють зони концентрації напружень на кордонах контакту. Зони з максимальними напруженнями (на межі контакту) схильні до найбільшого ризику руйнування. Це може призвести до відшарування полімеру від металевої основи або до локального пошкодження матеріалу.

Моделювання в Ansys Workbench показало, що найбільші напруги зосереджені в зонах контакту між полімерним шаром і металевою основою. Ці області потребують особливої уваги для запобігання руйнуванню та збільшення довговічності матеріалу. Оптимізація конструкції та застосування модифікуючих добавок дадуть змогу поліпшити механічні характеристики матеріалу та його стійкість до руйнування.

#### Рекомендації до подальшого дослідження.

Необхідно провести аналіз технології виготовлення для зменшення кількості та розмірів пор у центральній частині. Розробити методи, що запобігають утворенню великих дефектів, таких як пори і тріщини. Вивчити методи підвищення зчеплення між матрицею і армувальними волокнами, щоб мінімізувати ризик відшарувань і тріщин на периферії.

Провести циклічні навантаження, щоб оцінити поведінку матеріалу при повторюваних деформаціях. Вивчити поведінку зразків за різних швидкостей деформації для аналізу їхніх в'язкопружних властивостей.

Виконати детальний мікроструктурний аналіз зон з дефектами (центральна частина, периферія)

для виявлення причин їх появи. Провести фрактографічний аналіз тріщин для визначення механізмів руйнування.

Розглянути можливість додавання модифікуючих компонентів для поліпшення характеристик міцності, наприклад наповнювачів для зменшення пористості або пластифікаторів для підвищення стійкості до руйнування.

#### Висновки.

Зразки з товщиною полімерного шару 1 мм показали високу стійкість до руйнування завдяки мінімальній пористості та рівномірній структурі. Однак через малу товщину такі зразки можуть не забезпечити достатній захист в умовах інтенсивних навантажень.

У зразків із товщиною полімерного шару 2 мм спостерігається оптимальне поєднання механічної міцності та здатності до поглинання енергії. Вони мають помірну пористість, що вимагає додаткової оптимізації технології виготовлення. Для їхнього ефективного застосування як захисного шару необхідне додаткове зміцнення матеріалу та оптимізація технології виготовлення.

Зразки з товщиною 3 мм продемонстрували найбільшу гнучкість і піддатливість, але наявність великих пір знижує їхні характеристики міцності, а перевитрата матеріалу обмежує застосування такої товщини шару.

*This research was carried out within the framework of the joint project "Development of technology for the protection and restoration of hydropower equipment with the latest domestic composite materials" under grant number 01DK24021, funded by the Ministry of Education and Science of Ukraine and the Federal Ministry of Education and Research of Germany (BMBF). The project is being implemented as part of a measure to support joint Ukrainian-German research projects for implementation in 2024-2025.*

#### Перелік посилань

1. Soden P. A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates / P. Soden, M. Hinton, A. Kaddour // *Compos. Sci. Technol.* – 58(7). – 1998. – P. 1225–1254.
2. Tsai S.W. A general theory of strength for anisotropic materials / S.W. Tsai, E.M. Wu // *J. Compos. Mater.* – 5(1). – 1971. – P. 58–80.
3. Puck A. Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models / A. Puck, H. Schurmann // *Compos. Sci. Technol.* – 58(7). – 1998. – P. 1045–1067.
4. Budiansky B. Compressive failure of fibre composites / B. Budiansky, N.A. Fleck // *J. Mech. Phys. Solids.* – 41(1). – 1993. – P. 183–211.
5. Drapier S. Towards a numerical model of the compressive strength for long fibre composites / S. Drapier, J.-C. Grandidier, M. Potier-Ferry // *Eur. J. Mech. A Solids.* – 18(1). – 1999. – P. 69–92.
6. Gutkin R. Micro-mechanical modelling of shear-driven fibre compressive failure and of fibre kinking for failure envelope generation in CFRP laminates / R. Gutkin, S. Pinho, P. Robinson, P. Curtis // *Compos. Sci. Technol.* – 70(8). – 2010. – P. 1214–1222.
7. Lee J. Thickness effect on the compressive strength of T800/924C carbon fibre/epoxy laminates / J. Lee, C. Soutis // *Compos. Part A: Appl. Sci. Manuf.* – 36(2). – 2005. – P. 213–227.
8. Lee J. A study on the compressive strength of thick carbon fibre/epoxy laminates / J. Lee, C. Soutis // *Compos. Sci. Technol.* – 67(10). – 2007. – P. 2015–2026.
9. Soutis C. Size effect on compressive strength of T300/924C carbon fibre-epoxy laminates / C. Soutis, J. Lee, C. Kong // *Plast. Rubb. Compos.* – 31(8). – 2002. – P. 364–370.



### References

1. Soden, P., Hinton, M., & Kaddour, A. (1998). A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates. *Compos. Sci. Technol.*, 58(7), 1225–1254
2. Tsai, S. W., & Wu, E. M. (1971). A general theory of strength for anisotropic materials. *J. Compos. Mater.*, 5(1), 58–80
3. Puck, A., & Schurmann, H. (1998). Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. *Compos. Sci. Technol.*, 58(7), 1045–1067
4. Budiansky, B. & Fleck, N. A. (1993). Compressive failure of fibre composites. *J. Mech. Phys. Solids.*, 41(1), 183–211
5. Drapier, S., Grandidier, J.-C., & Potier-Ferry, M. (1999). Towards a numerical model of the compressive strength for long fibre composites. *Eur. J. Mech. A Solids.*, 18(1), 69–92
6. Gutkin, R., Pinho, S., Robinson, P., & Curtis, P. (2010). Micro-mechanical modelling of shear-driven fibre compressive failure and of fibre kinking for failure envelope generation in CFRP laminates. *Compos. Sci. Technol.*, 70(8), 1214–1222
7. Lee, J., & Soutis, C. (2005). Thickness effect on the compressive strength of T800/924C carbon fibre/epoxy laminates. *Compos. Part A: Appl. Sci. Manuf.*, 36(2), 213–227
8. Lee, J., & Soutis, C. (2007). A study on the compressive strength of thick carbon fibre/epoxy laminates. *Compos. Sci. Technol.*, 67(10), 2015–2026
9. Soutis, C., Lee, J., & Kong, C. (2002). Size effect on compressive strength of T300/924C carbon fibre-epoxy laminates. *Plast. Rubb. Compos.*, 31(8), 364–370

*Надійшла до редколегії / Received by the editorial board: 28.02.2024*

*Прийнята до друку / Accepted for publication: 20.05.2024*

## ЗМІСТ

БОЙКО М.М., ЄФИМЕНКО В.В., ЖУРАВЛЬОВА С.В., ПОЛЯКОВА Н.В., ПОДУШКО К.А., КРУГЛОВ А.М. Дослідження впливу різних видів біопалив на міцність сирих гранул при виробництві залізорудних окатишів.....	5
РАДЧЕНКО Ю.М., ГУПАЛО О.В., ЄРЬОМІН О.О., ГРЕС Л.П., ШТАЦЬКИЙ М.О. Реконструкція камерної печі періодичної дії.....	10
БІЛОДІДЕНКО С.В., МАЗУР І.А., ДОБРЯК В.Д., УГРЮМОВ Ю.Д., УГРЮМОВ Д.Ю. Моделювання нових процесів підготовки гільз перед прокаткою.....	19
ПРОЙДАК А.Ю. Легування чавунів фосфором для підвищення функціональних властивостей виробів .....	27
ДЕРЕВ'ЯНКО І.В., ЖАДАНОС О.В., ЯРОШЕНКО Я.О., НАДТОЧІЙ А.А. Термокінетичні дослідження процесу довідновлення вторинних карбідокремнієвих матеріалів. ....	32
ВЕЛИЧКО О.Г., КАМКІН В.Ю., ПРОЙДАК Ю.С. Узгоджений контроль складу сталі 01ЮТ та режимів деформаційної обробки для досягнення заданих механічних властивостей. ....	36
ЗАСЕЛЬСЬКИЙ В. Й., ПОПОЛОВ Д. В. Визначення деформації жорсткої сіячої поверхні в умовах ударно-вібраційної дії.....	45
ВАСИЛЬЄВ Л.М., ВАСИЛЬЄВ Д.Л., РИЗО З.М., КРАСОВСЬКИЙ І.С. Порівняння достовірності експериментальних методів визначення межі міцності призматичних зразків гірничих порід .....	52
БІЛОДЕДЕНКО С.В., ІЩЕНКО А.О., РАССОХІН Д.О., БЕМ Р. Теоретичне визначення міцності композитного матеріалу в умовах всебічного стиснення .....	60
ЗМІСТ.....	70
CONTENT .....	71

**CONTENT**

BOYKO M.M., YEFIMENKO V.V., ZHURAVLOVA S.V., POLYAKOVA N.V., PODUSHKO K.A., KRHLV A.M. STUDY OF THE INFLUENCE OF VARIOUS TYPES OF BIOFUELS ON THE RAW PELLETS STRENGTH IN THE PRODUCTION OF IRON ORE PELLETS.....	5
RADCHENKO YU.M., GUPALO O.V., YEROMIN O.O., GRES L.P., SHTATSKYI M.O. RECONSTRUCTION OF A CHAMBER FURNACE .....	10
BILODIDENKO S.V., MAZUR I.A., DOBRIAK V.D., UHRIUMOV Yu.D., UHRIUMOV D.Yu. MODELING NEW PROCESSES FOR PREPARING SLEEVES BEFORE ROLLING .....	19
PROIDAK A.Y. ALLOYING CAST IRON WITH PHOSPHORUS TO IMPROVE THE FUNCTIONAL PROPERTIES OF PRODUCTS .....	27
DEREVYANKO I.V., ZHADANOS O.V., YAROSHENKO YA.O., NADTOCHIY A.A. THERMOKINETIC STUDIES OF THE PROCESS OF SECONDARY REDUCTION OF SILICON CARBIDE MATERIALS.....	32
VELYCHKO O.G., KAMKIN V.Yu., PROIDAK Yu.S. COORDINATED CONTROL OF THE COMPOSITION OF 01YUT STEEL AND DEFORMATION PROCESSING MODES TO ACHIEVE SPECIFIED MECHANICAL PROPERTIES.....	36
ZASELSKYI V., POPOLOV D. DETERMINATION OF THE DEFORMATION OF A RIGID SEEDING SURFACE UNDER SHOCK AND VIBRATION ACTION.....	45
VASYLIEV L.M., VASYLIEV D.L., RIZO Z.M., KRASOVSKIY I.S. COMPARISON OF THE RELIABILITY OF EXPERIMENTAL METHODS FOR DETERMINING THE STRENGTH LIMIT OF PRISMATIC SAMPLES OF MINING ROCKS.....	52
BILODEDENKO S.V., ISCHENKO A.O., RASSOKHIN D.O., BÖHM R. THEORETICAL DETERMINATION OF THE STRENGTH OF COMPOSITE MATERIAL UNDER CONDITIONS OF COMPREHENSIVE COMPRESSION .....	60
ЗМІСТ .....	70
CONTENT.....	71

**ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ**  
науково-виробничий журнал

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

**Видавець:** Український державний університет науки і технологій  
Головний редактор проф. Пройдак Ю.С.  
Зам. головного редактора д.т.н., проф. Камкіна Л.В.

Комп'ютерна верстка- Безшкуренко О.Г.

**Адреса і місцезнаходження видавця:**  
Український державний університет науки і технологій,  
вул. Лазаряна, 2, м. Дніпро, 49010, Україна.  
**Тел.:** +38-056-373-15-44, **Email:** office@ust.edu.ua

**Сайт наукового видання:** <https://tpm.ust.edu.ua/>

Підписано до друку 21.05.2024 року.  
Формат 60x84 1/8. Тираж 100 примірників.

---

**THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY**  
Scientific and Production Journal

**Founders:** Ukrainian State University of Science and Technologies  
Department of Materials Science and Metallurgy  
of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine

**Publisher:** Ukrainian State University of Science and Technologies  
Editor-in-Chief prof. Proidak Yu.  
Honorable Editor Ph.D., prof. Kamkina L.

Page layout by O.H. Bezhkurenko

**Publisher's address and location:**  
Lazariana Str., 2, Dnipro, 49010, Ukraine  
**Phone:** +38-056-373-15-44, **Email:** office@ust.edu.ua

**Journal website:** <https://tpm.ust.edu.ua/>

Signed for printing 21/05/2024.  
Format 60x84 1/8. Edition of 100 copies.