

Міністерство освіти і науки України
Український державний університет науки і технологій

Міністерство освіти і науки України
Український державний університет науки і технологій

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

РУБАН ВОЛОДИМИР ОЛЕКСАНДРОВИЧ

УДК 669.046:502.171

ДИСЕРТАЦІЯ

РОЗРОБКА ЕНЕРГОЗБЕРІГАЮЧОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ОБРОБКИ МЕТАЛУ НА
УСТАНОВЦІ «КІВШ-ПІЧ» ПРИ ВИКОРИСТАННІ ГРАФІТОВАНОГО
ПОРОЖНИСТОГО ЕЛЕКТРОДА

136 – *Металургія*

13 Механічна інженерія

Подається на здобуття наукового ступеня доктора філософії

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей,
результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело



Стоянов Олександр Миколайович, кандидат
технічних наук, доцент

Дніпро – 2023 рік

АНОТАЦІЯ

Рубан В.О. Розробка енергозберігаючої технології обробки металу на установці «ківш-піч» при використанні графітованого порожнистого електрода. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора філософії PhD за спеціальністю 136 – «Металургія». – Український державний університет науки і технологій. Дніпро, 2023.

Дисертаційну роботу присвячено розробці енергозберігаючої технології нагріву металу при використанні графітованого порожнистого електрода під час позапічної обробки сталі на підприємствах України та світу, що забезпечить покращення техніко-економічних показників роботи установки «ківш-піч» (УКП).

В роботі проведено аналітичний огляд технологій позапічної обробки сталі на установці «ківш-піч», за результатами якого було визначено об'єкт та предмет дослідження. Показано, що застосування графітованих порожнистих електродів (ГПЕ) у порівнянні зі звичайними графітованими електродами (ГЕ) на установці «ківш-піч» має позитивний вплив на показники роботи агрегату. Однак визначено певний брак даних в науковій літературі, щодо впливу подачі газу каналом ГПЕ на: формування реакційної зони під електродом на установці «ківш-піч»; зміну градієнту температур порожнистого електрода; теплову роботу УКП в цілому.

Спираючись на проведений аналіз літературних джерел, розроблено методику експерименту та створено лабораторну установку для проведення фізичного моделювання на холодній моделі. Задачею моделювання є визначення впливу вдування газу каналом ГПЕ на зміну геометричних параметрів лунки сформованої в піделеєктродній зоні під дією електричної дуги, а також вивчення поведінки металевої ванни і шлакового покриву. Розраховані значення геометричних параметрів лунки утвореної під дією

електродугового розряду в піделектродній зоні установки «ківш-піч» за базовим режимом роботи агрегату (без подачі газу). Зокрема, площа криволінійної поверхні лунки дорівнює 0,19–0,21 м² при висоті шлакового покриву 100–200 мм.

За результатами проведеного фізичного моделювання процесу вдування газу каналом порожнистого електрода отримані дані геометричних параметрів утвореної лунки в металевій ванні на установці «ківш-піч». Так, для досліджуваного діапазону витрат газу 3–20 м³/год при висоті шлакового покриву 100–200 мм площа лунки складала 0,19–0,46 м², при цьому глибина лунки становила від 4 см до 16,5 см відповідно. Визначені раціональні витрати газу, що подається каналом графітованого порожнистого електрода. Встановлено, що надмірне збільшення інтенсивності подачі газу призводить до значного зростання глибини лунки металу, що може призвести до процесу її «захливання» металевою ванною. Також відмічено, що шлаковий покрив, який зосереджено навколо електрода, буде розриватися відкриваючи лунку, через що зростуть втрати теплоти в атмосферу агрегату. Відповідно для шлакового покриву 100 мм витрати газу складають 3–6 м³/год, а для шлаку з висотою 200 мм – 6–10 м³/год ці витрати унеможливають процес «захливання» лунки і прорив шлакового шару. Визначено площу лунки, яка формується за цих витрат газу. Зокрема, для шлаку висотою 100 мм і 200 мм площа лунки становила від 0,21 до 0,23 м² та від 0,29 до 0,35 м² відповідно.

На основі отриманих даних розроблено методику та проведено чисельне моделювання: термодинаміки процесів дисоціації і відновлення оксидів металів в піделектродній зоні за температур горіння дуги; зміни температурного поля в робочій зоні ГПЕ в різні періоди обробки сталі на УКП; теплової роботи графітованого порожнистого електрода за умов подачі газу під час позапічної обробки сталі на УКП.

Отримано дані, щодо зміни енергії Гіббса протікання реакцій дисоціації та відновлення за високих температур в піделектродній зоні під час горіння дуги при подачі порошкоподібних оксидів металів каналом порожнистого

електрода. Визначено діапазон температур, за яких бере початок процес дисоціації та відновлення (при використанні у якості відновника вуглецю) обраних оксидів металів. Так, діапазон температур початку процесу протікання реакцій дисоціації коливається від 4050 °C до 7000 °C, а реакцій відновлення вуглецем від 800 °C до 3000 °C. Визначено зміну енергії Гіббса в процесі протікання реакцій відновлення монооксиду заліза такими відновниками, як вуглець і алюміній. Встановлено, що вуглець використовувати доцільніше за температур горіння дуги 3000–7000 °C, оскільки зміна енергії Гіббса у цьому випадку складає від –270 до –690 кДж/моль Ме. У той час як при відновленні монооксиду заліза алюмінієм у зоні горіння дуги ΔG° сягає значень від –130 до –75 кДж/моль Ме.

Виконано аналіз процесу нагріву графітованого порожнистого електрода при обробці сталі на установці «ківш-піч». Отримані дані температурного поля електрода при подачі електроенергії і в періодах без електронавантаження. Розраховані значення Джоулевої теплоти, що виділяється в процесі роботи електрода в періоди нагріву металу на установці «ківш-піч», які склали 1,11–1,15 МВт/м³. Виконаний розрахунок коефіцієнтів тепловіддачі конвекцією для внутрішньої і зовнішньої поверхні ГПЕ, значення якого відповідно склали 1,60 і 1,80 та 5–17 Вт/(м² °C). Отримані значення температурного градієнту електрода в високотемпературній зоні, які для першого періоду нагріву досягали 8,29 °C/мм, а третього до 6,57 °C/мм. Встановлено, що в періоди його охолодження (другий і четвертий періоди) градієнт температур суттєво знижується і становить від епіцентру тора: до внутрішньої поверхні 0,38 °C/мм; до зовнішньої поверхні 3,61 °C/мм; і вертикальній площині до торця електрода 1,47 °C/мм. Визначені напрямки покращення теплової роботи установки і зниження ресурсовитрат при позапічній обробці сталі. Подача газу каналом ГПЕ зменшує його температуру, завдяки чому зменшується питомий опір, що в свою чергу покращує умови горіння дуги. Також імовірно уповільнення процесу окислення електрода шляхом його екранування інертним газом в зоні високих температур.

Отримані дані щодо впливу подачі газу через порожнистий електрод на параметри формування високотемпературних областей ГПЕ. Визначено, що в періоди експлуатації електрода з подачею струму відзначаються істотні значення градієнту температур, які зосереджені в торцевій частині. Показано, що подача нейтрального газу через графітований порожнистий електрод з витратами 3 м³/год зміщує високотемпературну зону до периферії, що сприяє більш рівномірному розповсюдженню температури його об'ємом. В періоди експлуатації без подачі струму спостерігається утворення локально перегрітої зони, що має форму сплющеного уздовж осі тора, яка сформувалася в результаті акумуляції тепла попереднього періоду.

Виконаний аналіз ефективності передачі теплоти від електродугового розряду, сформованого в піделектродній зоні, до металевої ванни на установці «ківш-піч» при використанні звичайного електрода і порожнистого. Встановлено частину теплоти, яка передається випромінюванням і конвекцією. Так, при висоті шлаку 100–200 мм та витратах газу 3–10 м³/год випромінюванням передається від 86,99% до 92,97%, а конвекцією – 7,03–13,01 %. Визначено що, для висоти шлакового покриву 100 мм при використанні звичайного електрода частина корисної теплоти отриманої металом складає 81,17%, шлаком – 18,83%, а при використанні порожнистого електрода кількість теплоти що передається металу на 1,83% більше. Для випадку з висотою шлакового покриву 200 мм кількість теплоти що передається металу збільшується на 7,25% у порівнянні зі звичайним ГЕ. Визначено вплив параметрів реакційної зони, що формується під ГПЕ з подачею газу, на передачу теплоти від електричної дуги до металевої ванни, так розрахункові максимальні значення приросту температури металу склали 0,6°C/хв.

Результати дослідження свідчать про ефективність використання графітованих порожнистих електродів. За рахунок збільшення площі контакту дуги з металом покращуються умови передачі теплоти, що позитивно впливає на зниження витрат енергоресурсів при позапічній обробці сталі на У КП. Таким

чином, використання ГПЕ з вдуванням нейтральних газів та можливістю інжекції порошкоподібних матеріалів може виявитися важливим кроком у напрямку розвитку енергозберігаючих технологій нагріву металу під час позапічної обробки в ковші.

Ключові слова: установка «ківш-піч», графітований порожнистий електрод, фізичне моделювання, чисельне моделювання, 3D модель, геометричні параметри лунки, термодинаміка, градієнт температур, теплопередача, густина теплового потоку.

ABSTRACT

Ruban V.O. Development of an energy-saving technology of liquid metal processing in a "ladle-furnace" using a graphitized hollow electrode. – Qualifying scientific work on manuscript rights.

Dissertation for obtaining the scientific degree of Doctor of Philosophy PhD on specialty 136 – "Metallurgy". – Ukrainian State University of Science and Technology. Dnipro, 2023.

The dissertation focuses on creating an energy-efficient technology for heating metal by means of a graphitized hollow electrode during out-of-furnace steel processing at Ukrainian and international enterprises, which will improve the technical and economic performance of the ladle-furnace (LF).

The work presents an analytical overview of out-of-furnace steel treatment methods in the LF, which helped to establish the research focus. It is shown that the use of Graphitised Hollow Electrodes (GHE) in the LF has a positive effect on its performance compared to conventional graphitized electrodes (GE). There is a lack of information in the scientific literature regarding the impact of gas supply through the GHE channel on three main factors: the creation of a reaction zone beneath the electrode in the LF, alterations in the temperature gradient of the HE, and the overall thermal performance of the LF.

Based on the analysis of literary sources, an experimental methodology was

developed and a laboratory facility was created for physical modeling on a “water” model. The goal of modeling was to determine the impact of gas injection through the GHE channel on the change in the geometric parameters of the cavity formed in the sub-electrode zone under the action of an electric arc, as well as to study the behavior of the metal bath and the slag layer. Calculated values of the geometric parameters of the cavity formed under the action of the electric arc discharge in the sub-electrode zone of the LF under the basic operating mode of the unit (without gas supply). In particular, the area of the curved surface of the cavity is 0.19–0.21 m² with a slag layer thickness of 100–200 mm.

According to the results of the physical modeling of the gas blowing through the channel of the GHE, the data of the geometric parameters of the formed cavity in the LF bath were obtained. Thus, for the studied range of gas consumption of 3–20 m³/h with a slag layer thickness of 100–200 mm, the area of the cavity was 0.19–0.46 m², while the depth of the cavity was from 4 cm to 16.5 cm, respectively. The rational consumption of the gas supplied through the GHE channel is determined. It was established that an excessive increase in the intensity of gas supply leads to a significant increase in the depth of the metal cavity, which can lead to the process of its "clogging" with a metal bath. It was also noted that the slag layer, which is concentrated around the electrode, will break open opening the cavity, causing increase of heat loss to the LF atmosphere. Accordingly, for a slag layer of 100 mm, the gas consumption is 3–6 m³/h, and for slag of a thickness of 200 mm is 6–10 m³/h, these costs make the process of "clogging" of the cavity and breaking of the slag layer impossible. The area of the cavity, which is formed with these gas flows, is determined. In particular, for slag thickness of 100 mm and 200 mm, the area of the cavity was from 0.21 to 0.23 m² and from 0.29 to 0.35 m², respectively.

On the basis of the obtained data, a methodology was developed and numerical modeling was carried out: thermodynamics of the processes of dissociation and reduction of metal oxides in the sub-electrode zone at arc temperatures; changes in the temperature field in the working area of the GHE in different periods of steel processing at the LF; thermal performance of a GHE with

the gas supply during the out-of-furnace processing of steel at the LF.

Data were obtained on the change in the Gibbs energy for the reactions of the dissociation and reduction at high temperatures in the sub-electrode zone during arc burning when powdered metal oxides are supplied through the GHE channel. The range of temperatures at which the process of dissociation and reduction (when a carbon used as reducer) of selected metal oxides begins is determined. Thus, the temperature range of the beginning of the process of dissociation reactions varies from 4050 °C to 7000 °C, and the carbon reduction reactions from 800 °C to 3000 °C. The change in Gibbs energy in the course of iron monoxide reduction reactions with reducing agents such as carbon and aluminum was determined. It was established that it is more appropriate to use carbon at arc combustion temperatures of 3000–7000 °C, since the change in Gibbs energy in this case is from –270 to –690 kJ/mol metal. While in the reduction of iron monoxide with aluminum in the arc burning zone, ΔG° reaches values from –130 to –75 kJ/mol metal .

An analysis of the process of the GHE heating during steel processing in the LF was performed. The obtained data of the temperature field of the electrode during the supply of electricity and in periods without an electrical supply. The calculated values of the Joule heat released during the operation of the electrode during periods of metal heating in the LF, which amounted to 1.11–1.15 MW/m³. The coefficients of heat transfer by convection were calculated for the inner and outer surface of the GHE, the values of which were 1.60 and 1.80 and 5–17 W/(m²·°C), respectively. The obtained values of the temperature gradient of the electrode in the high-temperature zone reached 8.29 °C/mm for the first heating period, and up to 6.57 °C/mm for the third. It was established that during the periods of its cooling (the second and fourth periods), the temperature gradient significantly decreases and is from the epicenter of the torus: to the inner surface of 0.38 °C/mm; to the outer surface 3.61 °C/mm; and the vertical plane to the end of the electrode 1.47 °C/mm. The directions for improving the LF thermal performance and reducing resource consumption during out-of-furnace processing of steel have been determined. Gas supply through the GHE channel reduces its temperature, due to which the specific

resistance decreases, which in turn improves the arc burning conditions. It is also possible to slow down the oxidation process of the electrode by shielding it with an inert gas in the high temperature zone.

Obtained data on the influence of gas supply through a GHE on the parameters of the formation of its high-temperature regions. It was determined that during the periods of operation of the electrode with current supply, significant values of the temperature gradient are noted, which are concentrated in the end part. It is shown that the supply of neutral gas through a GHE with a flow rate of 3 m³/h shifts the high-temperature zone to the periphery, which contributes to a more even distribution of temperature throughout its volume. During periods of operation without current supply, the formation of a locally overheated zone, which has the shape of a flattened along the axis of the torus, is observed, which was formed as a result of the accumulation of heat in the previous period.

The analysis of the efficiency of heat transfer from the electric arc discharge formed in the sub-electrode zone to the metal bath in the LF when using a conventional electrode and a hollow one was performed. Part of the heat transferred by radiation and convection is determined. Thus, with a slag thickness of 100–200 mm and gas consumption of 3–10 m³/h, 86.99% to 92.97% is transmitted by radiation, and 7.03–13.01% by convection. It was determined that, for the thickness of the slag layer of 100 mm, when using a conventional electrode, a part of useful heat received by the metal is 81.17%, by slag - 18.83%, and when using the GHE, the value of heat transferred to the metal is 1.83% more. For the case with a slag layer thickness of 200 mm, the amount of heat transferred to the metal increases by 7.25% compared to the conventional GE. The influence of the parameters of the reaction zone, which is formed under the GHE with gas supply, on the transfer of heat from the electric arc to the metal bath was determined, so the calculated maximum values of the metal temperature increase were 0.6°C/min.

The results of the study testify to the effectiveness of the GHE use. Due to the increase in the contact area of the arc with the metal, the conditions of heat transfer are improved, which has a positive effect on the reduction of energy consumption

during out-of-furnace steel processing at the LF. Thus, the use of GPE with the injection of neutral gases and the possibility of injecting powdered materials can be an important step in the direction of the development of energy-saving technologies for heating metal during out-of-furnace processing in a ladle.

Key words: ladle-furnace, graphitized hollow electrode, physical modeling, numerical modeling, 3D model, geometric parameters of the cavity, thermodynamics, temperature gradient, heat transfer, heat flow density

СПИСОК ПУБЛІКАЦІЇ ЗДОБУВАЧА

Публікації в зарубіжних фахових виданнях або виданнях, що входять до міжнародних наукометричних баз даних

1. Ruban, V. Determining changes in the temperature field of a graphitized hollow electrode during metal processing periods in ladle-furnace / V. Ruban, O. Stoianov, K. Niziaiev, Y. Synehin // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2021. – №2. – P. 109–115. Doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2021.230002>
2. Ruban, V. Investigating cavity formation in an electric arc zone during out-of-furnace processing of steel / V. Ruban, O. Stoianov, K. Niziaiev, Y. Synehin, S. Zhuravlova, K. Malii // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2023. – № 4/1. – P. 134–142. Doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2023.284884>

Публікації у наукових фахових виданнях України

3. Рубан, В.О. Термодинаміка процесів дисоціації та відновлення оксидів металів в зоні горіння дуги при обробці на установці «ківш-піч» / В.О. Рубан, О.М. Стоянов // Теорія і практика металургії. – 2022. – №5. – С. 57 – 62. doi: <https://doi.org/10.34185/tpm.5.2022.08>
4. Рубан, В.О. Аналітичні дослідження технології рафінування і легування металу на установці «ківш-піч» / В.О. Рубан, О.М. Стоянов // Теорія

і практика металургії. – 2022. – №6. – С. 19–24. doi: <https://doi.org/10.34185/tpm.6.2022.04>

5. Ruban, V.O. The investigation of the thermal performance of the graphitized hollow electrode in the «ladle-furnace» with the supply of neutral gas / V.O. Ruban, O.M. Stoianov // Metal and casting of Ukraine. – 2023 – №2 – P. 18–26. Doi: <https://doi.org/10.15407/steelcast2023.02.018>

Патенти

6. Пат. На корисну модель. Україна. МКИ B22D 41/015 C21C 7/0 . Спосіб обробки рідкого металу в агрегаті ківш-піч / Рубан В.О., Стоянов О.М., Нізяєв К.Г., Синегін Є.В. – № 147183; Заявл. 28.09.2020; Опубл. 21.04.2021. Бюл. № 16. – 3 с.

Публікації, що засвідчують апробацію матеріалів дисертації

7. Рубан, В.О. Холодне моделювання гідродинаміки ковшової ванни / В.О. Рубан, О.М. Стоянов, К.Г. Нізяєв, Є.В. Синегін // Литво. Металургія-2019: Матеріали VIII Міжнародної науково-практичної конференції. Запоріжжя, 21-23 травня 2019 р.– Запоріжжя, 2019. – С. 332-333.
8. Рубан, В.О. Моделювання гідродинамічних процесів при продувці в ковші через донні дуттьові пристрої / В.О. Рубан // Наука і металургія: Всеукраїнська науково-технічна конференція. Дніпро, 9-10 жовтня 2019 р. – Дніпро, 2019. – С. 10-11.
9. Stoianov O. Simulation of hydrodynamic processes during argon bottom blowing in teeming ladle / O. Stoianov, V. Ruban, I. Mamuzić // 14th International Symposium of Croatian Metallurgical Society «Materials and Metallurgy» (SHMD 2020), Šibenik, June 21-26, 2020. P. 433.
10. Низяев, К.Г. К вопросу об использовании кальция для внепечной обработки железоуглеродистых расплавов / К.Г. Низяев, А.Н. Стоянов, N. Raymakers, Е.В. Синегин, Л.С. Молчанов, В.О. Рубан // Литво. Металургія-

2020: Матеріали IX Міжнародної науково-практичної конференції. Запоріжжя, 8-10 вересня 2020 р.– Запоріжжя, 2020. – С. 268-270.

11. Рубан, В.О. Моделювання продувки металу на установці «ківш-піч» та її вплив на відсоток видалених неметалевих включень / В.О. Рубан, О.М. Стоянов, К.Г. Нізяєв, Є.В. Синегін // Литво. Металургія-2020: Матеріали IX Міжнародної науково-практичної конференції. Запоріжжя, 8-10 вересня 2020 р.– Запоріжжя, 2020. – С. 291-293.

12. Стоянов, А.Н. Определение влияния химического состава искусственных рафинирующих смесей на их физико-химические свойства / А.Н. Стоянов, К.Г. Низяев, Е.В. Синегин, Л.С. Молчанов, В.О. Рубан // Литво. Металургія-2020: Матеріали IX Міжнародної науково-практичної конференції. Запоріжжя, 8-10 вересня 2020 р.– Запоріжжя, 2020. – С. 305-308.

13. Рубан В.А. Температурные поля в графитированных полых электродах установки «ковш-печь» / В.А. Рубан, А.Н. Стоянов, Е.В. Синегин // II Всеукраїнська конференція молодих вчених «Молодь і наука. Практика інноваційного пошуку» (17 грудня 2020 р., м. Дніпро): Дніпро, 2020. – С. 137-141.

14. Рубан, В.О. Вплив оголення дзеркала металу на витрати тепла при різних режимах продувки на установці «ківш-піч» / В.О. Рубан, О.М. Стоянов, Я.А. Кириленко, Є.В. Синегін // Литво. Металургія-2021: Матеріали X Міжнародної науково-практичної конференції. Запоріжжя, 18-20 травня 2021 р.– Запоріжжя, 2021. – С. 345-348.

15. Рубан В.О. Огляд технологій рафінування і легування металу за допомогою порожнистого електроду / В.О. Рубан, О.М. Стоянов, Є.В. Синегін // Литво. Металургія-2021: Матеріали X Міжнародної науково-практичної конференції. Запоріжжя, 18-20 травня 2021 р.– Запоріжжя, 2021. – С. 349-351.

16. Стоянов, О.М. О возможности применения азота в ковшевой металлургии / О.М. Стоянов, С.Б. Бойченко, К.Г. Нізяєв, Є.В. Синегін, В.О. Рубан // Литво. Металургія-2021: Матеріали X Міжнародної науково-

практичної конференції. Запоріжжя, 18-20 травня 2021 р.– Запоріжжя, 2021. – С. 390-392.

17. Стоянов, О.М. Анализ и расчеты температурно-скоростного режима разливки хромистых сталей / О.М. Стоянов, К.Г. Нізяєв, Є.В. Синегін, В.О. Рубан // Литво. Металургія-2021: Матеріали X Міжнародної науково-практичної конференції. Запоріжжя, 18-20 травня 2021 р.– Запоріжжя, 2021. – С. 392-395.

18. Рубан В.О. Аналіз утворення локально перегрітих зон графітованого порожнистого електрода при позапічній обробці сталі / В.О. Рубан, О.М. Стоянов, Є.В. Синегін // Всеукраїнська науково-технічна конференція «Наука і металургія»: Збірник наукових праць, 24 червня 2021 р. – Дніпро: Інститут металургії ім. З.І. Некрасова НАН України, 2021. – С. 14-15. DOI 10.52150/2522-9117-2021-conferens

19. Ruban V. Simulation of steel blowing processes in LF through hollow electrodes / V. Ruban, O. Stoianov, K. Niziaiev, Y. Synehin // 15th International Symposium of Croatian Metallurgical Society «Materials and Metallurgy» (SHMD 2022), Zagreb, March 22-23, 2022. P. 564.

20. Рубан, В.О. Дослідження температурного поля графітованого порожнистого електрода при обробці сталі на установці «ківш-піч» / В.О. Рубан, О.М. Стоянов, Є.В. Синегін, С.Б. Бойченко // Литво. Металургія. 2022: Матеріали XI Міжнародної науково-практичної конференції (04-06 жовтня 2022 р., м. Харків-м. Київ) Харків, НТУ «ХПІ». – 271 стор.

21. Рубан, В.О. Моделювання продувки сталі графітованим порожнистим електродом на установці «ківш-піч» / В.О. Рубан, О.М. Стоянов, N. Raumakers, Є.В. Синегін // Литво. Металургія. 2022: Матеріали XI Міжнародної науково-практичної конференції (04-06 жовтня 2022 р., м. Харків-м. Київ) Харків, НТУ «ХПІ». – 271 стор.

22. Ruban V.O. Analysis of the thermal performance of a graphitized hollow electrode / V.O. Ruban, O.M. Stoianov, Y.V. Synehin, I. Mamuzić // 16th

International Symposium of Croatian Metallurgical Society «Materials and Metallurgy» (SHMD 2023), Zagreb, April 20-21, 2023. P. 321.

Методичні вказівки

23. Методичні вказівки до виконання практичних завдань та семінарських занять з дисципліни «Моделі сталеплавильних систем» для здобувачів третього освітнього рівня, ступеню вищої освіти доктор філософії, що навчаються за ОНП «Металургія», спеціальність 136 – Металургія / Укл.: О.М. Стоянов, Є.В. Синегін, В.О. Рубан – Дніпро: НМетАУ, 2021. – 8 с.

ЗМІСТ

ВСТУП	17
РОЗДІЛ 1 ОГЛЯД РЕЖИМІВ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТА ПОКАЗНИКІВ ЕФЕКТИВНОСТІ РОБОТИ УСТАНОВКИ «КІВШ-ПІЧ»	24
1.1 Шлаковий режим при обробці сталі на установці «ківш-піч»	24
1.2 Теплові втрати при обробці сталі на установці «ківш-піч»	29
1.3 Робота електродугового пристрою при позапічній обробці сталі на установці «ківш-піч»	36
1.4 Енергетична ефективність роботи установки «ківш-піч»	40
1.5 Продувка металу в сталерозливному ковші	48
1.6 Використання графітованого порожнистого електрода при позапічній обробці сталі на УКП	55
Висновки по розділу 1	60
РОЗДІЛ 2 СТВОРЕННЯ ОБЛАДНАННЯ ТА ПРОВЕДЕННЯ ФІЗИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ВДУВАННЯ ГАЗУ КАНАЛОМ ГРАФІТОВАНОГО ПОРОЖНИСТОГО ЕЛЕКТРОДА НА УСТАНОВЦІ «КІВШ-ПІЧ»	61
2.1 Підготовка до фізичного моделювання процесу формування лунки металу в піделектродній зоні	62
2.2 Результати дослідження змін геометричних параметрів лунки металу під час подачі газу каналом графітованого порожнистого електрода	70
2.3 Статистична обробка результатів фізичного моделювання	73
Висновки по розділу 2	80
РОЗДІЛ 3 МЕТОДИКИ І МЕТОДИ ЧИСЕЛЬНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ГРАФІТОВАНОГО ПОРОЖНИСТОГО ЕЛЕКТРОДА	82
3.1 Методика розрахунку термодинаміки процесів дисоціації та відновлення оксидів в зоні горіння дуги	83
3.2 Методика визначення градієнту температури графітованого порожнистого електрода під час позапічної обробки сталі	85

3.3 Методика проведення дослідження теплової роботи графітованого порожнистого електрода установки «ківш-піч» при подачі нейтрального газу.....	90
Висновки по розділу 3	96
РОЗДІЛ 4 ОБРОБКА І УЗАГАЛЬНЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ ЧИСЕЛЬНОГО МОДЕЛЮВАННЯ	98
4.1 Результати дослідження термодинамічних параметрів процесів дисоціації та відновлення оксидів в зоні горіння дуги	98
4.2 Результати дослідження температурного градієнту графітованого порожнистого електрода за періодами обробки металу на установці «ківш-піч»	102
4.3 Теплова робота установки «ківш-піч» при використанні графітованого порожнистого електрода	109
Висновки по розділу 4	116
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	118
ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ	121

ВСТУП

Актуальність. Організація технологічних процесів на установці «ківш-піч» (УКП) потребує визначення порядку та часу проведення операцій, що впливає на витрати енергетичних та матеріальних ресурсів. Ефективність теплових процесів під час позапічної обробки сталі на УКП залежить від багатьох факторів. Ключовими операціями позапічної обробки є десульфурація, легування, модифікування неметалевих включень, які пов'язані з втратами теплоти, які компенсуються шляхом використання електричної дуги, що забезпечує підігрів металу. Так само для рівномірного розподілу температур і гомогенності розплаву в ковші під час виконання цих операцій проводять продування інертним газом через донні продувні пристрої.

Удосконалення технологій ковшової обробки сталі пов'язане з проведенням широкого кола теоретичних досліджень, що дозволяє отримати математичний та фізичний опис процесів позапічної обробки металу на установці «ківш-піч» та забезпечить їх практичне здійснення на виробництві. Одним з можливих напрямків розвитку є використання нових матеріалів та технологій, що дозволяють зменшити витрати на енергопостачання та підвищити продуктивність агрегату.

Одним із можливих варіантів є використання графітованого порожнистого електрода (ГПЕ), каналом якого можна подавати газ, легуючі матеріали та модифікатори. Вдування газу каналом порожнистого електрода призводить до зміни геометричних параметрів лунки металу в піделектродній зоні, що має позитивний вплив на ефективність засвоєння теплоти отриманої від електродугового розряду. Також за рахунок проходження газу його каналом відбувається охолодження тіла електрода, що в свою чергу матиме вплив на збільшення терміну його експлуатації.

Отже, дисертаційна робота присвячена дослідженню особливостей використання графітованого порожнистого електрода при позапічній обробці

сталі на УКП. Результати роботи можуть бути використані для покращення техніко-економічних показників роботи установки «ківш-піч» на металургійних підприємствах України.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.

Дисертаційна робота виконувалася в рамках наукових напрямків науково-дослідницької діяльності кафедри металургії чавуну і сталі Українського державного університету науки і технологій. Розглянуті в дисертаційній роботі актуальні проблеми і задачі в області позапічної обробки металу на установці «ківш-піч» відповідають пріоритетам науково-технічного розвитку. Основу дисертаційної роботи складають результати досліджень, що виконані автором та викладені у звіті з науково-дослідницької роботи «Дослідження роботи графітованого порожнистого електрода на установці «ківш-піч»» № Держ. реєстрації 0122U201342 (2022–2023 рр.). Також деякі результати роботи були висвітлені у звіті держбюджетної НДР «Інноваційне вдосконалення металургійних технологій з метою збільшення їх енергоефективності та екологічної безпеки» № Держ. реєстрації 0119U000333 (2019–2021 рр.), що виконувалася в Національній металургійній академії України, в якій дисертант був виконавцем.

Мета і задачі дисертаційної роботи. Мета роботи полягає у зменшенні енергоємності обробки металу на установці «ківш-піч» за рахунок поліпшення умов експлуатації електродів і покращення ефективності передачі теплоти від дуги до металу.

Для досягнення мети були поставлені наступні задачі:

- аналіз сучасних методів підвищення енергоефективності позапічної обробки сталі на УКП;
- визначення закономірностей формування геометричних параметрів лунки при зміні висоти шару шлаку і витрат газу, який подається осьовим каналом графітованого порожнистого електрода;

- дослідження принципів формування температурного поля ГПЕ в періоди нагріву і охолоджень під час позапічної обробки сталі на УКП за різних умов його експлуатації;
- встановлення ефективності передачі теплоти від дуги до ковшової ванни при зміні геометричних параметрів лунки, яка формується в піделеєктродній зоні;
- оцінка можливості дисоціації та відновлення оксидів металів в піделеєктродній зоні при їх подачі каналом ГПЕ.

Об'єкт дослідження – процес обробки металу на установці «ківш-піч» з використанням графітованого порожнистого електрода.

Предмет досліджень: гідродинамічні, теплофізичні та фізико-хімічні процеси взаємодії у системі газ-шлак-метал при використанні графітованого порожнистого електрода під час позапічної обробки сталі на установці «ківш-піч».

Методи досліджень: аналітичний огляд науково-технічної літератури і вітчизняних та закордонних патентів, присвячених передовим технологіям обробки сталі на УКП. Фізичне моделювання роботи ГПЕ на ізотермічній моделі за різних режимів подачі газу його осьовим каналом, товщини шару шлаку та інших умов обробки сталі на установці «ківш-піч». Термодинамічні розрахунки. Чисельне моделювання за допомогою програмного продукту «Ansys» нагріву ГПЕ в різні періоди та ефективності передачі теплоти від дуги і електрода до металевої лунки при позапічній обробці металу на установці «ківш-піч».

Наукова новизна одержаних результатів полягає у наступному:

1. Вперше отримані відомості щодо спільного впливу імпульсу електричної дуги і газового струменю, який подається каналом графітованого порожнистого електрода на змінення геометричних параметрів лунки. Показано, що подача газу каналом порожнистого електрода збільшує

поверхню теплообміну. На основі обробки експериментальних даних отримані аналітичні вирази, що показують спільний вплив імпульсу електричної дуги і газового струменю, які впливають на характеристику теплообміну.

2. Встановлено закономірності формування температурного поля та визначено вплив подачі газу на змінення температурних показників графітованого порожнистого електрода в процесі його експлуатації на установці «ківш-піч». Визначено, що в періоди експлуатації електрода без подачі струму спостерігається утворення локально перегрітої зони в його нижній частині, що має форму сплющеного уздовж осі тора, на формування якої впливає теплота, яка була акумульована електродом в попередньому періоді нагріву.

3. Шляхом чисельного моделювання з використанням детермінованих моделей встановлено, що частина теплоти отриманої металом випромінюванням збільшується за рахунок подачі газу каналом порожнистого електрода і сягає величини 86,89 %.

Практичне значення отриманих результатів.

Проведені дослідження дозволили отримати математичні моделі для описання форми і розмірів лунки сформованої в піделектродній зоні на установці «ківш-піч» при подачі газу ГПЕ. Показано, що подача нейтрального газу за обраних витрат, які становлять від 3 до 10 м³/год при висоті шлакового покриву 100–200 мм збільшує площу поверхні металевої лунки в 1,1 – 1,7 рази. За рахунок цього покращуються умови передачі теплоти від дуги до металевої ванни.

Отримані дані зміни енергії Гіббса процесів дисоціації і відновлення порошкоподібних оксидів металів, які подаються каналом ГПЕ в реакційну зону під електродом при температурах горіння електричної дуги. Визначено, що протікання реакцій дисоціацій відбувається в діапазоні температур 4050–6800 °С, у той час як відновлення – 800–3000 °С. Показано доцільність використання вуглецю у якості відновника за температур горіння дуги 3000–7000 °С.

Отримані дані градієнту температур в об'ємі графітованого порожнистого електрода з подачею газу його каналом під час позапічної обробки сталі на УКП. Так, в періоди нагріву на торці електрода градієнт температур складає від $6,57\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мм}$ до $8,29\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мм}$, а в періоди охолодження суттєво знижується і від епіцентру тора до торця електрода складає $1,47\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мм}$, до внутрішньої та зовнішньої поверхонь – $0,38\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мм}$ і $3,61\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{мм}$ відповідно.

Встановлено важливі показники стосовно теплової роботи установки «ківш-піч» в піделектродній зоні, які в подальшому можуть бути використані для вдосконалення виробничих процесів. Визначено вплив зміни геометричних параметрів реакційної зони під електродом на приріст температури ванни. Так, максимальні значення приросту температури металу склали $0,6\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{хв}$.

Отримані дані дають змогу: знизити процес окислення графітованого електрода шляхом екрануванням інертним газом, особливо в зоні високих температур, за рахунок висхідних потоків аргону; покращити теплову роботу електрода; збільшити кількість теплоти переданої металевій ванні.

Новизна технічних рішень захищена патентом на корисну модель «Спосіб обробки рідкого металу в агрегаті ківш-піч» (№ 147183 від 21.04.2021 р.). Результати дисертаційної роботи можуть бути використані в рамках виконання науково-дослідницьких робіт та впроваджені в навчальний процес Українського державного університету науки і технологій при підготовці магістрів за спеціальністю 136-Металургія.

Особистий внесок автора.

Дисертація є самостійною працею автора, що ґрунтується на власних теоретичних та експериментальних дослідженнях, проведених особисто автором дисертації. Всі теоретичні та експериментальні дослідження проведено при безпосередній участі автора або ним самостійно. У переліку наукових праць, які наведені у анотації автором виконані: аналітичний огляд режимів експлуатації та показників ефективності роботи установки «ківш-

під» [3, 7, 8, 11, 15, 16, 17]; дослідження впливу використання ГПЕ на зміну геометричних параметрів лунки [2, 6, 9, 14, 15, 19, 21]; чисельне моделювання термодинамічних закономірностей процесів дисоціації та відновлення металевих оксидів в піделектродній зоні [4, 10, 12]; чисельне моделювання градієнту температур порожнистого електрода в різних періодах обробки сталі на УВП [1, 6, 13, 18, 20, 22]; чисельне моделювання ефективності використання ГПЕ при позапічній обробці сталі на установці «ківш-під» [5, 6, 14, 18].

Апробація результатів роботи. Основні положення та результати роботи обговорено на міжнародних конференціях, зокрема:

- VIII Міжнародна науково-практична конференція «Литво. Металургія. 2019» (Запоріжжя, 21-23 травня 2019 р);
- Всеукраїнська науково-технічна конференція «Наука і металургія» (Дніпро, 9-10 жовтня 2019 р);
- 14th International Symposium of Croatian Metallurgical Society (SHMD 2020) «Materials and Metallurgy» (Sibenik, June 21-26, 2020);
- IX Міжнародна науково-практична конференція «Литво. Металургія. 2020» (Запоріжжя, 8-10 вересня 2020 р);
- II Всеукраїнська конференція молодих вчених «Молодь і наука. Практика інноваційного пошуку» (17 грудня 2020 р., м. Дніпро)
- X Міжнародна науково-практична конференція «Литво. Металургія. 2021». (Запоріжжя, 18-20 травня 2021 р);
- Всеукраїнська науково-технічна конференція «Наука і металургія» (Дніпро, 24 червня 2021 р);
- 15th International Symposium of Croatian Metallurgical Society (SHMD 2022) «Materials and Metallurgy» (Zagreb, March 22-23, 2022)
- XI Міжнародна науково-практична конференція «Литво. Металургія. 2022» (Харків, Київ 04-06 жовтня 2022 р)
- 16th International Symposium of Croatian Metallurgical Society (SHMD 2023) «Materials and Metallurgy» (Zagreb, April 20-21, 2023)

Публікації. Основний зміст дисертації опубліковано в 23 наукових працях: з них 2 статті в журналах, включених до міжнародних наукометричних баз даних Scopus та WoS; 3 статті у фахових виданнях, що відповідають переліку ДАК МОН України; 1 патент на корисну модель; 16 тез доповідей науково-практичних конференцій; 1 методичні вказівки.

Структура і обсяг роботи. Дисертація складається зі вступу, чотирьох розділів, висновків, списку використаних літературних джерел і додатків. Матеріал дисертації викладений на 136 сторінках, в тому числі: 30 рисунків; 14 таблиць; список використаних джерел з 139 найменувань робіт вітчизняних і закордонних авторів на 15 сторінках.

Розділ 1

ОГЛЯД РЕЖИМІВ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТА ПОКАЗНИКІВ ЕФЕКТИВНОСТІ РОБОТИ УСТАНОВКИ «КІВШ-ПІЧ»

Розвиток агрегатів позапічної обробки почався в 60-ті роки ХХ століття. У сучасному металургійному виробництві доведення сталі створює унікальні можливості щодо суміщення окремих елементів технологічної схеми «виплавки сталі – розливання сталі» в єдиний енерго- та ресурсозберігаючий комплекс.

При організації енергозберігаючого циклу виробництва сталі одним з найважливіших завдань є поєднання циклу виплавки сталі з процесом її розливання на МБЛЗ в умовах зменшення запасу ентальпії в металі внаслідок втрат теплоти при транспортуванні та обробці на установці «ківш-піч».

Одним з можливих напрямків розвитку є використання нових матеріалів та технологій, що дозволяють зменшити витрати на енергопостачання та підвищити продуктивність обладнання. Також, дослідження в галузі автоматизації та інтелектуалізації агрегатів позапічної обробки сталі можуть сприяти покращенню процесу та зменшенню кількості відхилень в якості кінцевої продукції. Таким чином, розвиток нових технологій та агрегатів, автоматизація та інтелектуалізація процесу, можуть забезпечити покращення показників якості та ефективності позапічної обробки сталі [1].

1.1 Шлаковий режим при обробці сталі на установці «ківш-піч»

Швидкість формування рідкого рафінуючого шлаку із твердих шлакоутворюючих матеріалів є важливою характеристикою роботи установки «ківш-піч». Чим швидше сформується рідкий (рідкорухливий) шлак оптимального складу, при рівнозначній тривалості обробки, тим краще

проходитиме реакція десульфурації сталі [2]. Дані авторів [3] свідчать про те, що синтезовані в реакторі сталеплавильні шлаки досить довго (протягом 2–4 год) зберігають рідкорухливий стан, який дозволяє ефективно використовувати їх для позапічної обробки металу. В якості шлакового реактора використовували футерований шамотною цеглою усічений сталерозливний ківш.

У роботі [4] наведено результати досліджень щодо визначення швидкості формування рафінувального шлаку. У 120-тонному ковші обробляли сталь, розкислену кремнієм. Кількість шлаку в ковші визначали за фактичною вагою присадок в ківш, а кількість пічного шлаку, що потрапив до агрегату, розраховували по зміні хімічного складу ковшового шлаку при постановці на «ківш-піч» і після присадок шлакоутворюючих та розкислювачів. Показано, що на десульфуруючу здатність шлаку впливає не лише його хімічний склад, а й кількість шлаку (кратність), що забезпечується кількістю присадок шлакоутворюючих. А з іншого боку, в роботі [2] визначено, що для розчинення шлакоутворюючих витрачається певна кількість теплоти, яка знижує техніко-економічні показники роботи установки «ківш-піч» при збільшенні кількості шлаку (кратності). На практиці кратність шлаку зазвичай становить 2,0–3,5. Подальше збільшення її недоцільно, оскільки у такому разі значно зростають теплові втрати.

За літературними даними [2, 5], при рафінуванні сталі рідким синтетичним шлаком для глибокої десульфурації рекомендована його кількість в ковші 3–5 % від маси металу. Така обробка дозволяє в ході випуска плавки отримати ступінь десульфурації сталі рівну 30–70 %. Також при роботі установки «ківш-піч», під час нагрівання електричною дугою, для забезпечення стійкого горіння дуги та зменшення тепловтрат, що відходять в атмосферу печі, слід забезпечувати товщину шару шлаку не менше довжини дуги.

В роботах [6, 7] зазначено, що при довжині електричної дуги 160 мм максимальна товщина шару шлаку має бути не більше 195 мм. У разі якщо

проводиться короткочасне нагрівання металу і відсутня необхідність проведення десульфурзації металу, товщина шлаку повинна бути близько 1,5 довжини дуги. Якщо товщина шлакового покриву більше 1,6–1,8 довжини дуги, частина струму, що проходить через електроди, замикає їх через шлак, замість того, щоб проходити через електричні дуги і рідкий метал. При цьому шлак різко перегрівається.

Центральною енергетичною лабораторією ПРАТ ДМЗ на установці «ківш-піч» виробництва фірми «VAI Fuchs» в 2011 році розроблені рекомендації відповідності довжини дуги і робочої ступені напруги, які наведені у таблиці 1.1. У таблиці також наведено розрахункові значення рекомендованих товщин шлакового покриву в ковші. У зв'язку з тим, що дуговий нагрів проводиться в основному на першому ступені напруги пічного трансформатора, оптимальна товщина шлакового покриву в ковші повинна становити в умовах УКП 140 мм [6].

Таблиця 1.1 – Співвідношення товщини шлакового покриву і довжини дуги, що рекомендується.

Робоча ступінь напруги	Довжина електричної дуги, мм	Товщина шлакового покриву, мм $L_{необх}$		
		мін.	оптимальна	макс.
1	114	90	140	180
2	104	80	125	170
3	96	77	115	150
4	89	70	107	140
5	75	60	90	120
6	62	50	75	100

Згідно досліджень компанії «VAI Fuchs», для забезпечення оптимальних умов горіння електричної дуги, товщина шару шлаку $\Pi_{шл}$ повинна бути на 20% більшою за довжину дуги. Основним фактором такої вимоги є нерівномірний розподіл товщини шару шлаку на поверхні розплавленого металу[8].

$$\text{Ш}_{\text{шл}} = 1,2L_{\text{д}} \quad (1.1)$$

Також авторами визначено необхідну масу флюсу для різних умов фактичного формування шлаку в період обробки металу на УКП. Вивчено хімічний склад шлаку в період доведення металу на УКП та вплив окремих його компонентів на стійкість шлакового покриву ковша. Встановлено, що вміст MgO у шлаку на плавках поточного виробництва не опускається нижче 8,0 %. Такий вміст є достатнім, щоб не допустити додаткового зносу футерування ковша, і дозволяє відмовитися від використання магнієвого порошку при наведенні шлаку, що рафінує [6].

У зоні горіння дуги відбувається іонізація та дисоціація оксидів, які присутні в шлаку і металі або знаходяться в процесі плавлення. Висока температура та енергія дуги допомагають розщеплювати оксиди на їх складові частини, наприклад, монооксид заліза (FeO) може дисоціювати на залізо (Fe) та молекулярний кисень (O_2) [9].

Різними авторами вже було проаналізовано рівновагу деяких дво- і багатокомпонентних систем [10–13]. Авторами робіт [11, 12] проаналізовано термодинамічну імовірність утворення комплексних оксидних сполук з участю діоксиду кремнію, за обраною системою $\text{CaO-MgO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$. Аналіз даних показав, що при позапічній обробці сталі на УКП, за температури шлаку 1800–1900 К у стійкій формі існують тільки моно- і ортосилікати кальцію (CaO-SiO_2 , 2CaO-SiO_2), силікат (3CaO-SiO_2), форстерит (2MgO-SiO_2), муліт ($3\text{Al}_2\text{O}_3\text{-2SiO}_2$), діоксид (CaO-MgO-SiO_2), анортит ($\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-2SiO}_2$) та геленіт ($2\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$). Визначено, що термодинамічно кращим буде утворення муліта та анортиту [13].

Для загущення шлаку та уповільнення переходу кремнію в метал під час позапічної обробки на УКП ВАТ «АМК» при швидкому зростанні його вмісту в сталі практикується введення магнезитового порошку в наведений рафінувальний шлак. В зоні горіння дуги, при температурі більше 2200 °С, кремній може бути відновником магнію. Отже, при введенні магнезиту в зону

горіння дуги, кремній розчинений у металі і відновлюваний з кремнезему буде витрачатися на відновлення магнію з оксиду магнію [9, 14–16].

Відомо [2], що основні шлаки мають значну електропровідність, причому CaO збільшує електропровідність, а SiO_2 і Al_2O_3 її зменшують. Зі збільшенням товщини шлакового шару частина електричного струму замикає електроди через шлак замість того, щоб проходити через електричні дуги та рідкий метал. У цьому випадку шлак починає швидко перегріватися і при певній товщині шару його температура може досягати 1800–1900 °С. При цьому швидкість нагрівання металу різко зменшується, незважаючи на безперервне підведення електроенергії, а здійснюється тільки за рахунок перемішування зі шлаком.

Товщина шлакового шару впливає на поглинання металом вуглецю з електродів. При тонкому шарі шлаку металом поглинається близько 2,0–2,5 ppm/хв вуглецю, а при збільшенні шару шлаку значно більше довжини дуги, можуть виникнути негативні тенденції при нагріванні металу [5].

Товщина шару шлаку також впливає на газонасиченість сталі. На рисунку 1.1 наведено залежність поглинання азоту металом від товщини шару шлаку [6]. По даним графіка видно, що при товщині шару шлаку менше ніж 40 мм поглинання азоту різко збільшується.

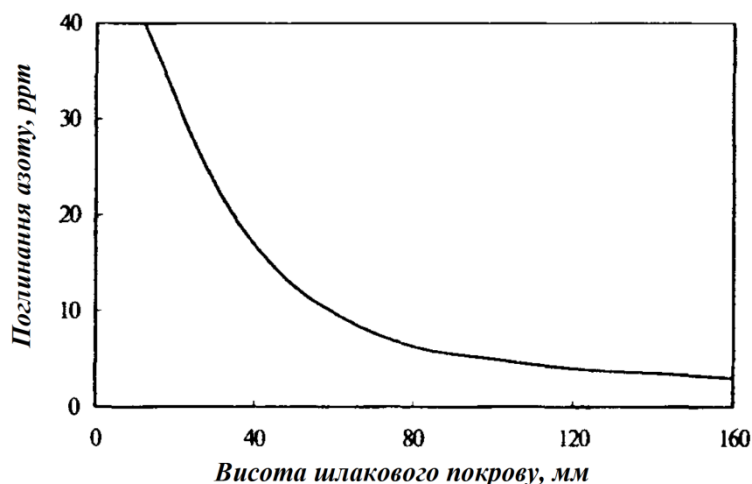


Рисунок 1.1 – Залежність поглинання металом азоту від товщини шару шлаку[2]

За даними роботи авторів [6, 7], рекомендується, при тонкому шарі шлаку, працювати на знижених ступенях нагріву, щоб забезпечити економічність процесу. На рисунку 1.2 наведена залежність товщини шару шлаку і довжини дуги від активної потужності установки «ківш-піч», що подається.

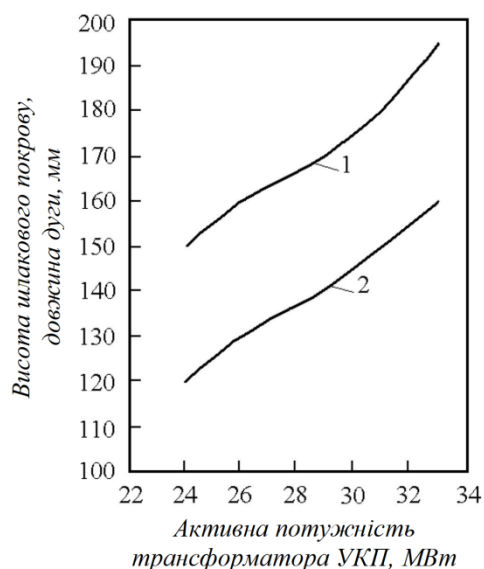


Рисунок 1.2 – Залежність довжини електричної дуги і товщини шару шлаку від активної потужності трансформатора установки «ківш-піч»:

1 – товщина шару шлаку; 2 – довжина дуги [5]

З наведених даних слід зазначити, що для економічної роботи агрегату товщина шлакового шару повинна бути на 20–25% більше довжини дуги.

Виходячи з цього, товщина шлакового покриву, при обробці сталі на установці «ківш-піч» за допомогою електродів, залежить не тільки від вимог щодо забезпечення десульфурзації сталі, а й від довжини електричної дуги.

1.2 Теплові втрати при обробці сталі на установці «ківш-піч»

На установці ківш-піч компенсація теплових втрат металу здійснюється за рахунок його підігріву розрядом електричної дуги змінного або постійного струму. Авторами роботи [17] розглядаються установки позапічної обробки

сталі із трифазними електродуговими установками, що працюють на змінному струмі промислової частоти. У такому випадку електрична дуга горить між трьома вертикально розташованими графітованим електродами (ГЕ) і металом, що грає роль нульової точки електричного з'єднання трьох дуг у «зірку».

Порядок та час проведення операцій визначають витрати енергетичних та матеріальних ресурсів, тому схеми організації технологічних процесів безперервно вдосконалюються. На розвитку концепції побудови установок «ківш-піч» фокусують зусилля провідні європейські виробники металургійного обладнання: «SMS», «Demag», «VAI-Fukhs» (Німеччина), «Danieli» (Італія). Всі ці підприємства свої перші агрегати «ківш-піч» збудували на початку чи середині 80-х років минулого століття.

В роботі [18] наведено орієнтовні показники зниження температури металу в сталерозливних ковшах місткістю 100–150 т. В процесі десульфурзації, що включає формування шлаку і перемішування розплаву газом, температура сталі знижується на 30–40 °С. При введенні феросплавів з подальшим усередненням хімічного складу та температури сталі в ковші – 10–15 °С. Під час режиму очікування та при заміні ковша швидкість зниження температури сталі складає 0,2–0,6 °С/хв, в режимі усереднення металу шляхом продування інертним газом – 1,1–1,4 °С/хв.

Як показує практика роботи низки металургійних підприємств [2, 5], загальне зниження температури в ході позапічної обробки сталі масового сортаменту становить 50–60 °С і більше, при виробництві спеціальних марок сталі з технологією одноразового або подвійного вакуумування від 150 °С до 250–300 °С, відповідно.

Протягом останніх двох десятиліть УКП безперервно вдосконалювалися як у технологічному, так і в конструкційному плані. Це дозволило досягти дуже високих показників які стосуються якості сталі, та енерго- і ресурсозбереження при її позапічній обробці і розливанню. Більше того, на практиці переконливо доведено високу конкурентоспроможність УКП

практично для всього діапазону місткості сталерозливних ковшів які використовуються на сучасних металургійних підприємствах.

За даними робіт [17–21] швидкість нагріву при позапічній обробці металу на установках «ківш-піч» складає 2–5 °C/хв і залежить від ряду технологічних параметрів: акумуляція теплоти електродів та їх окислення; кількість і швидкість введення шлакоутворюючих матеріалів; витрат та режиму продувки аргоном; акумуляція кладки; товщина шару шлакового покриву; середня температура розплаву; стан продувних блоків.

Прогнозовані теплові втрати металевого розплаву в процесі обробки напівпродукту при виробництві вищевказаних марок сталі, які повинні компенсуватися електродуговим нагріванням на УКП для забезпечення необхідних за температурою умов розливання металу на МБЛЗ або у виливниці, наведені у таблиці 1.2. В роботі [18] проведено розрахунок втрат теплоти металевим розплавом за рахунок введення використовуваних добавок, який здійснювали за розробленою методикою [21]. Від введення 1 кг/т суміші, визначені шляхом поділу сумарних теплових витрат на величину теплоємності рідкої сталі (0,838 кДж/кг [22]).

Таблиця 1.2 – Узагальнені вхідні дані для чисельних досліджень теплових процесів на УКП [18]

Тип УКП	Марка сталі	Температура сталі на УКП, °C		Втрати теплоти, °C		
		початкова	кінцева	При продуванні аргоном	При введенні добавок	За рахунок конвекції і випромінювання
УКП- 60	ШХ15	1534	1633	16	85	Прийнято, що теплота дуги засвоюється металом на 43%, шлаком – 6,5%, а 50,5% втрачається через дзеркало металу та футерування
	17ГС	1570	1600	14	64	
	85Г	1520	1550	9	5	
УКП- 140	Зсп	1552	1586	12	35	

Для спрощення розрахунків, автори приймали, що перелік та кількість добавок, які вводяться в ківш при позапічній обробці сталі, не залежать від типу установки та визначаються лише складом виробленої марки сталі. При розрахунках було використано фізичні та теплофізичні властивості матеріалів, що були описані в попередніх дослідженнях авторів [23–26]. В таблиці 1.3 наведено дані теплових втрат розплаву за рахунок введення добавок при виробництві марки сталі ШХ15 на УКП-60, і марки сталі 3сп на УКП-140

Таблиця 1.3 – Теплові втрати розплаву за рахунок введення добавок при виробництві марки сталі ШХ15 на УКП-60, і марки сталі 3сп на УКП-140.

Марка сталі	Найменування та марка добавки	Витрата добавки, кг/т	Зміна температури розплаву від введення 1 кг/т добавки, °C	Теплові втрати металевого розплаву за рахунок добавок, що вводяться, °C
1	2	3	4	5
ШХ15	ТШС на основі вапна та плавикового шпату	14,96	-3,17	-47,42
	Кокс шматковий	1,57	-4,23	-6,64
	Феромарганець ФМн78 шматковий	1,58	-1,77	-2,80
	Ферохром кусковий ФХ800	6,50	-3,94	-25,61
	Феросиліцій ФС65 шматковий	1,31	+0,62	+0,81
	Навуглецьовувач порошковий у дроті	0,83	-6,47	-5,37
	Алюмінієва катанка	1,05	+2,22	+2,33
	Всього			-84,70

Продовження таблиці 1.3

1	2	3	4	5
Зсп	ТШС на основі вапна, плавикового шпату та алюмофосу	11,58	-2,62	-30,27
	Кокс шматковий і порошковий	0,46	-4,23	-1,96
	Феромарганець ФМн78 шматковий	0,76	-1,77	-1,35
	Силікомарганець СМн17	0,88	-0,81	-0,72
	Феросиліцій ФС65 шматковий	1,12	+0,62	+0,70
	Навуглецьовувач у порошковому дроті	0,27	-6,47	-1,77
	Силікокальцій СК30 порошковий у дроті	0,32	+0,33	+0,11
	Алюмінієва катанка	0,08	+2,22	+0,18
	Всього			-35,09

Установка «ківш-піч» – великий споживач електричної енергії. Тому підвищення ефективності роботи УКП наразі є актуальними у світлі проблем із використанням та розподілом електроенергії. Для підвищення ефективності використання електроенергії необхідно розглянути розподіл та перетворення енергії в агрегаті. В роботі [27] показано основні статті енергетичного балансу установки «ківш-піч» представлені в таблиці 1.4.

Таблиця 1.4 – Енергетичний баланс установки «ківш-піч».

Стаття балансу	Ємність ковша 160 т.	
	ГДж	%
Активна електроенергія	22,95	100
Витрати енергії в короткій мережі	2,52	11
Втрати енергії з поверхні розплаву та шлаку	5,01	21,8
Втрати енергії через футерування ковша	2,55	11
Нагрівання розплаву, реакції хімічних добавок	4,15	18
Енергія на нагрів металу та шлаку	8,72	38

У той же час у роботі [2], крім вищевказаних, наводяться додаткові статті теплових втрат на УВП наприклад таких як, з газами, що відходять і охолоджуючою водою, величина яких коливається в межах 4–29 %. Значення теплового ККД установок «ківш-піч» за цими даними перебуває у межах 43–47 % і перевищує середню величину цього параметра [28].

Електрична енергія, що підводиться до установки «ківш-піч», перетворюється на теплову, частково гублячись у короткій мережі та електродах. Крім того, відбуваються суттєві теплові втрати з газами, що відходять, охолоджуючою водою, а також із поверхні ковша.

У світі накопичено великий практичний досвід експлуатації агрегатів «ківш-піч», що дозволило розробникам оптимізувати їх основні конструктивні та технологічні параметри. В даний час розробкою та виготовленням агрегатів «ківш-піч» займаються понад два десятки машинобудівних фірм. У табл. 1.5 приведені порівняння основних експлуатаційних параметрів цих агрегатів деяких компаній.

Таблиця 1.5 – Порівняння параметрів агрегатів «ківш-піч» деяких компаній [25].

Параметр	НКМЗ (Україна) [ЕМЗ]	ASEA-SKF (Швеція)	VAI-Fukhs (Німеччина) [ДМЗ]	Krupp (Німеччина)	Danieli (Італія) [ММЗ Isteel]	BSW (Англія)	ММЗ (Молдова)
Місткість ковша, т	145	90–110	150	120	120	86	100
Потужність трансформатора, МВА	25	12–15	18	18/21	18	12	18
Сила струму, кА	40	36	30	38	40	25	35
Діаметр електрода, мм	450	400	406	450	400	350	400
Діаметр розпаду електродів, мм	850	825	700	750	700	580	700
Швидкість нагріву, °C/хв	4,5	4–6	4	4,3	4,6	3	4
Витрати електродів, кг/т	0,25	0,85	0,46	0,3	0,45	0,2	0,3
Витрати електроенергії, кВт·год/т	35	80	52	30	55	20	36
Тривалість обробки, хв	55–60 (загальна) 22–25 (нагрів)	60–180 (загальна)	45 (загальна)	40–50 (загальна)	60–120 (загальна) 20–30 (нагрів)	20–25 (нагрів)	45–50 (загальна)

В роботі [31] досліджено тепловий стан ковшової ванни ємністю 140 т. в момент відключення електродугового нагріву за умов квазістаціонарних умов перемішування розплаву. Авторами зазначено, що в роботах [18, 29, 30] не було враховано конусність ванни, коливання маси плавки, конструктивне розташування донного двофурменного продувального блоку, режими продування аргонном у широкому діапазоні його витрат, регламенти нагрівання розплаву тощо. Тому було уточнено параметри теплового стану металу в ковші

циліндричної форми для якої характер розподілу температурних зон у донній частині та на 0,5 її висоти. Встановлено вплив конусності на перепад температури в об'ємі та перерізах за висотою ванни ковша, який складає $\Delta T = 32\text{ }^{\circ}\text{C}$, в порівнянні з раніше отриманими. Було виявлено, що зміна електричної потужності та інтенсивності продування можуть зменшити перепад температури та скоротити час гомогенізації металу. Встановлено, що кінчна форма ванни не впливає на зміну характеру розподілу температурних зон, але збільшує перепад температури в об'ємі ванни ($\Delta T = 37\text{ }^{\circ}\text{C}$) як горизонтально, так і по висоті. Також авторами зазначено, що кінчна ванна в порівнянні з циліндричною забезпечує збільшення ΔT в обсязі ванни на 2,0–6,2 $^{\circ}\text{C}$.

Аналіз роботи УКП різних заводів (див. табл. 1.5) дозволяє зробити висновок про те, що такі показники роботи агрегатів як витрата електроенергії та електродів відрізняються до 2–3 разів і залежать від умов роботи конкретного сталеплавильного цеху. Видно, що питомі витрати електроенергії та електродів на схожих (за потужністю трансформатора та місткості ковша) агрегатах різні, що з одного боку, пояснюється особливостями металургійного циклу, в якому працює агрегат, а з іншого – свідчить про можливий потенціал ресурсо- та енергозбереження.

1.3 Робота електродугового пристрою при позапічній обробці сталі на установці «ківш-піч»

На сучасному етапі розвитку металургійного виробництва високий рівень якості металопродукції значною мірою забезпечується поєднанням різних технологічних операцій позапічного рафінування рідкого металу, що неминуче призводить до збільшення тривалості його перебування в ковші. Глибоке рафінування сталі на установці «ківш-піч» в своїй більшості супроводжуються істотним зниженням його температури.

Разом з тим, навіть в умовах які забезпечують мінімальні витрати теплоти при обробці на установці «ківш-піч», для забезпечення необхідних параметрів розливання сталі, температуру випуску потрібно дещо підвищувати, що неминуче призводить до додаткових витрат електроенергії [32, 33].

Загалом витрати теплоти при позапічній обробці сталі в ковші залежить від низки виробничих факторів і коливається від плавки до плавки. До найбільш значущих параметрів, які впливають на величину тепловтрат, слід віднести:

- температуру і тривалість випуску плавки;
- стан (ступеня ізоляції та зносу робочого шару, теплопровідності матеріалів та ін.) та температуру вогнетривкої футеровки сталерозливного ковша
- кількість і вид матеріалів, що вводяться в ківш;
- тривалість та інтенсивність продування інертним газом;
- тривалість операцій введення та розчинення легуючих, формування шлаку, десульфурації, перебування металу в ковші (з урахуванням часу «очікування» розливання), відбору проб та їх аналізу.

Сучасні методи компенсації теплових втрат при обробці рідкого металу на УКП ґрунтуються на забезпеченні порційного дозованого підведення теплоти до розплаву в ковші з метою забезпечення мінімального перегріву на всіх стадіях позапічної обробки від випуску до транспортування готової сталі на розливання.

В роботі [34], підтверджено такий варіант компенсації втрат теплоти при позапічній обробці металу інертними газами, який реалізовано за допомогою використання теплової енергії отриманої від електричної дуги, що формується під трьома графітованими електродами. Однак в роботі не в повній мірі приведені дані щодо використання резервів енергетичного потенціалу електричної дуги і як це вплине на собівартість металу.

На Першому Міжнародному симпозіумі з радіаційного теплообміну 1995р. наголошувалося, що в даний час немає достатньо надійного та ефективного методу розрахунку теплообміну випромінюванням, кожен з існуючих методів має свої недоліки та обмежену сферу застосування [35, 36].

Авторами робіт [35–39], які направлені на розрахунок теплового стану агрегатів позапічної обробки металу зазначено, що через складність процесів, які протікають при обробці, і неможливість їх точної кількісної оцінки на процеси, що спостерігаються в реальних умовах, часто не знаходять однозначного пояснення. Так, фірма-виробник визначає швидкість нагріву розплаву потужністю дуг, ступенем напруги і при товщині шлаку 150–200 мм гарантує на 16-му ступені напруги трансформатора швидкість нагрівання $4\text{ }^{\circ}\text{C/хв}$, а на 12-му – близько $3\text{ }^{\circ}\text{C/хв}$. Проведені дослідження показали, що така швидкість нагрівання спостерігається далеко не завжди і пов'язана зі зміною інтенсивності теплообміну в системі плазма–шлак–метал. Спостерігаються відхилення швидкості нагрівання близько $\pm 30\%$, викликані різними причинами і, у тому числі, погіршенням умов горіння дуг при недостатній товщині шлаку, а також відхиленнями в роботі системи управління дуговою установкою.

За даними робіт [6, 40], підтверджено, що ступінь засвоєння електроенергії залежить від умов теплообміну між дугою та металом, що залежать, у свою чергу, від форми, розміру та характеру роботи дуги. Дані параметри визначаються параметрами роботи електродугового пристрою (ЕДП) агрегату. При роботі ЕДП між графітованими електродами та металом утворюється стовп дуги, що складається із суміші нейтральних газових частинок, електронів, іонів та атомів, пари матеріалу електродів та металу.

У стабільно існуючій електричній дугі підтримується тепла рівновага, яка характеризується тим, що кількість теплоти, яка виділяється, дорівнює кількості теплоти, що віддається в навколишнє середовище. Тому за зміни умов охолодження дуги чи фізичних властивостей середовища змінюються її параметри.

При роботі електрода розряд електричної дуги постійно переміщується по всій площині торця електрода, при цьому напрямлення та місце контакту з поверхнею ванни рідкого металу теж постійно змінюється. Причому такі коливання дуги та місця її контакту поверхнями не можливо попередити заздалегідь. Доведення сталі на УКП за хімічним складом здійснюється додаванням у ківш сипучих матеріалів – феросплавів, чушкового алюмінію та ін., також для наведення шлаку в ківш додається вапно. Стійкість роботи ЕДП залежить від властивостей поверхні, з якою відбувається контакт (закінчення дуги), при зміщенні з одного місця на поверхні металу на іншу, дуга переміщується з рідкого розплаву на тверді шматочки доданих матеріалів. При цьому змінюється температура точок контакту дуги, що істотно впливає на стійкість горіння дуг, і фізико-хімічні властивості матеріалу, з поверхнею якого контактує дуга в даний момент часу. Таким чином, постійне переміщення дуги з одного місця на розплаві на інше змінює характер горіння дуги, впливає на стійкість її горіння та теплообмін із розплавом сталі [41, 42].

Співвідношення довжини дуги та товщини шару шлаку на поверхні металу має значний вплив на ефективність роботи ЕДП та стійкість горіння дуги, так як при цьому змінюються умови теплообміну дуги з навколишнім середовищем [6]. Теплові втрати з поверхні дуги, яка виступає за межі шару шлаку, є більшими, ніж з поверхні дуги, яка повністю занурена в шлак. При цьому чим вище тепловтрати, тим нижча температура дуги і, отже, її стійкість. Чим вище температура дуги, тим активніше і швидше відбувається дисоціація молекул і «стрибання» електронів із поверхневих оболонок атомів. При цьому підвищується рівень іонізованих частинок, що у зоні дуги, і підвищується стійкість її горіння.

При нестійкому горінні електричної дуги знижується електричний коефіцієнт корисної дії (ККД) та зростає витрата електроенергії [43]. Крім того, відбувається зниження швидкості нагрівання металу і в свою чергу збільшується тривалість його обробки електричними дугами. Наслідком цього є підвищена витрата електродів та зростає ймовірність науглецювання

металу. Отже, підвищення стійкості горіння електричної дуги та швидкості нагрівання металу дозволить також знизити загальну тривалість його обробки. Це дозволить збільшити питому кількість металу, що обробляється на агрегаті, або, якщо це не є необхідністю, збільшити тривалість нагріву, що, у свою чергу, дозволить знизити температуру приходу сталі на УКП. Для електросталеплавильного виробництва зниження температури сталі спричинить скорочення тривалості її обробки в електропечі при збільшенні загального обсягу сталі, що випускається. Для конвертерного виробництва це дозволяє зменшити частку чавуну у вихідній шихті, що призведе до зниження собівартості сталі.

З цього можна зробити висновок, що режим роботи електродугового пристрою визначає ефективність нагрівання сталі на установці «ківш-піч». При цьому основними факторами, що впливають на ефективність роботи ЕДП, є стійкість і стабільність горіння електричних дуг і, як наслідок, ефективність передачі теплоти від них металу. Тобто, вирішивши завдання підвищення ефективності роботи ЕДП, можна знизити витрати електроенергії при позапічній обробці сталі та зменшити тривалість її обробки.

1.4 Енергетична ефективність роботи установки «ківш-піч»

Енергетична ефективність роботи установки «ківш-піч» залежить від багатьох показників, таких як: швидкість нагріву розплаву, ККД, коефіцієнт використання енергії. Усі вони взаємозалежні та взаємно виражаються.

Одним із показників роботи установки «ківш-піч» є питома витрата електроенергії на нагрівання тони сталі. В роботі [44] отримано залежність впливу товщини шлаку в ковші на питому витрату електроенергії рисунок 1.3.

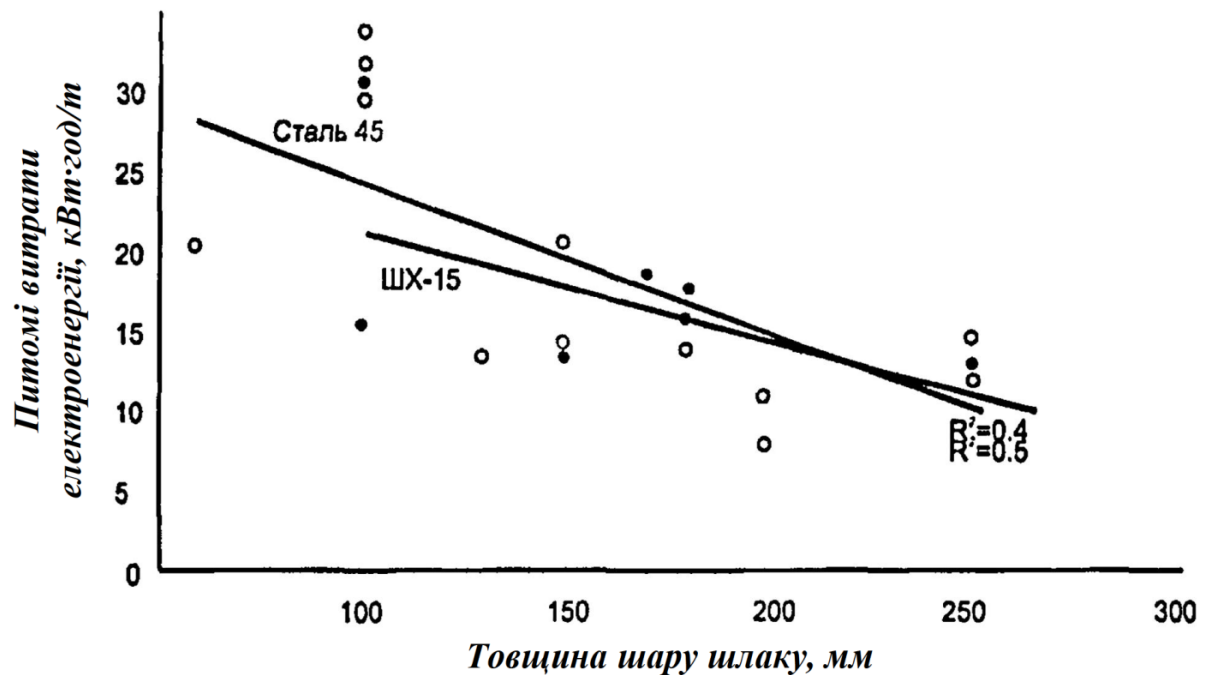


Рисунок 1.3 – Вплив товщини шару шлаку в ковші на питомі витрати електроенергії [44]

З рисунка видно, що збільшення товщини шару шлаку сприяє зниженню витрати електроенергії і, отже, поліпшенню теплообміну між дугою та металом.

За даними [45], з досвіду роботи ВАТ «ММК» на ківшах з високим наливом сталі показав, що не завжди вдається забезпечити товщину шлакового покриву, що перевищує довжину дуги на третину.

Однак на думку авторів роботи [46], визначення оптимальної кількості шлаку проводиться дослідним шляхом і підбирається для кожної марки сталі, при цьому керуються тим, що товщина шару шлаку повинна бути на 25–30 % більше довжини дуги.

Темп (швидкість) нагрівання металу багато в чому обумовлений активною потужністю трансформатора. Експериментальним шляхом, авторами роботи [47], визначено що на регулювання швидкості нагрівання розплаву при позапічній обробці сталі на УКП впливає активна потужність трансформатора. На рисунку 1.4 зображено залежність змін швидкості нагрівання металу на УКП місткістю 320 т від активної потужності.

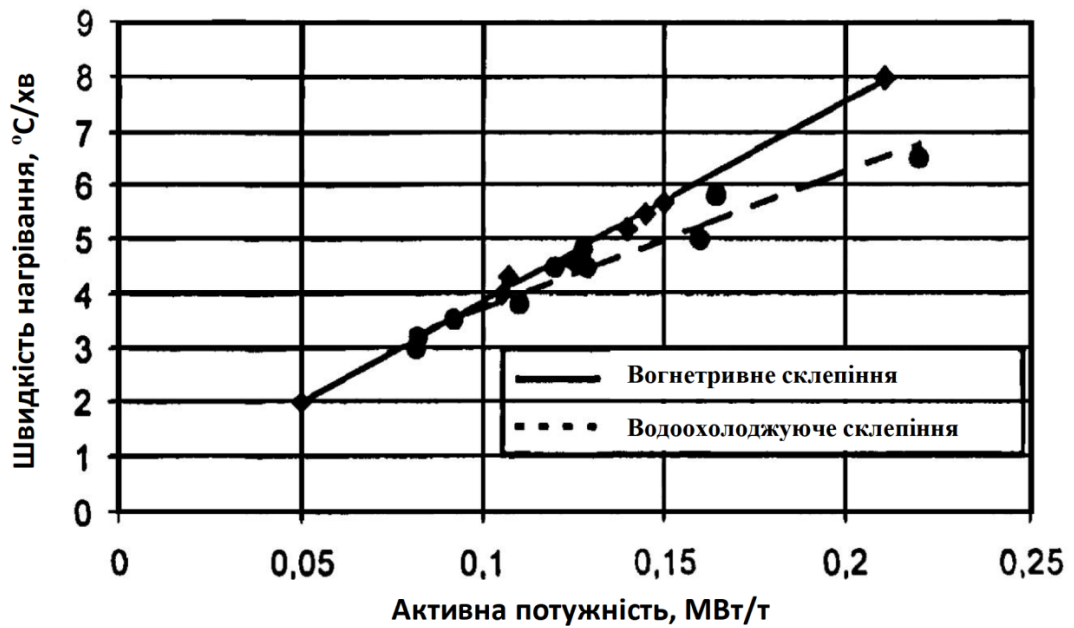


Рисунок 1.4 – Залежність змін швидкості нагрівання металу від активної потужності [47]

Проаналізувавши даний рисунок, можна зробити висновок, що у випадку підвищення потужності трансформатора підвищується швидкість нагрівання розплаву. Однак приріст температури металу може бути отриманий за різної питомої активної потужності і, отже, різної витрати електроенергії.

Так, в роботах авторів [48, 49], визначено приріст температури при нагріванні на різних ступенях, що дозволило оцінити коефіцієнт засвоєння електричної енергії розплавом. Чисельне дослідження режимів нагріву здійснювали для умов рівномірного продування ковшової ванни аргонном з інтенсивністю від 6 до 168 м³/год на ківш. Протягом 5 хвилин здійснюється нагрівання металу зі швидкістю 1,6–3,9 °C/хв від 6-го до 10-го ступеня трансформатора відповідно. Визначено, що різниця між максимальною та мінімальною температурою в шарах металу знижується від поверхні ванни до днища ковша, та змінюється залежно від досліджуваних режимів продування та нагріву, у поверхневому шарі від 12,8 до 55,1 °C, на половині висоти від 7,4 до 26,6 °C та від 5,0 до 15,5 °C у придонному шарі.

Авторами [50] зазначено, що при рівних витратах електроенергії можливий різний приріст температури. Отже, темп нагрівання сталі

характеризує лише швидкість підвищення температури, не враховуючи ефективність вкладання електроенергії. Тому для оцінки ефективності роботи агрегату необхідно крім темпу нагріву знати ККД нагріву або коефіцієнт використання енергії.

Як критерій ефективності роботи установки «ківш-піч» застосовують коефіцієнт використання енергії, що розраховується на основі теплового балансу агрегату. Досліджується ефективність перетворення енергії на УКП киснево-конвертерного цеху фірми «Krupp». Нагрівання рідкого металу на даному агрегаті можливе у ківшах двох видів – 120 і 300 т. Після підрахунку статей теплового балансу автори виражають коефіцієнт використання енергії наступним чином [51]:

$$\varepsilon = \frac{\text{Зміна внутрішньої енергії розплаву}}{\text{Електрична енергія, що підводиться}} \cdot 100\% \quad (1.2)$$

Провівши серію дослідів і розрахувавши для кожного випадку коефіцієнт використання енергії, авторами роботи [51] отримано залежність зміни внутрішньої енергії та температури розплаву як функції від енергії, що підводиться, яка зображена на рисунку 1.5.

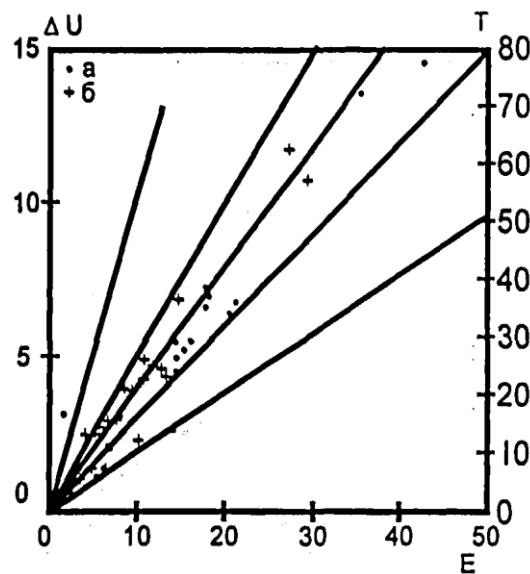


Рисунок 1.5 – Зміна внутрішньої енергії та температури рідкого металу в сталерозливному ковші залежно від енергії, що підводиться [51]

З графіка, що зображено на рисунку 1.7, можна зробити висновок, що приріст внутрішньої енергії і температури не може бути забезпечено однаковою кількістю електроенергії. Авторами отримано середнє значення коефіцієнта використання енергії рівне 35%.

Це обумовлюється мінливістю параметрів роботи агрегату: товщини шару шлаку та його складу, довжини дуги та інших параметрів. А також показує можливість проведення нагрівання металу з різною ефективністю і відповідно, підвищення ефективності використання енергії.

В якості оцінки енергетичної ефективності обробки розплаву сталі на установці «ківш-піч» авторами робіт [52, 53] пропонується використовувати ККД обробки розплаву сталі – $\eta_{\text{енерг}}$, що складається з електричного ККД – $\eta_{\text{ел}}$ і теплового – $\eta_{\text{теп}}$.

$$\eta_{\text{енерг}} = \eta_{\text{ел}} \cdot \eta_{\text{теп}} \quad (1.3)$$

Тепловий ККД:

$$\eta_{\text{теп}} = \frac{Q_{1.1} + Q_{2.2} + Q_{1.2}}{Q_{1.1} + Q_{1.3} + Q_{1.4}} \cdot 100\% \quad (1.4)$$

Електричний ККД:

$$\eta_{\text{ел}} = \frac{Q_{1.1} - Q_{2.4}}{Q_{1.1}} \cdot 100\% \quad (1.5)$$

Енергетичний баланс ДСП складається із прихідних і витратних статей:

а) Прихід енергії:

- $Q_{1.1}$ – теплота, що вноситься в піч з електричною енергією;
- $Q_{1.2}$ – теплота, що вноситься в піч разом із шихтою;

- $Q_{1.3}$ – теплота, що виділяється в печі при проходженні в ванні екзотермічних реакцій;
- $Q_{1.4}$ – теплота, що виділяється при окисленні вуглецю електродів.

b) Витрати енергії:

- $Q_{2.1}$ – теплота продуктів плавки – сталі і шлаку;
- $Q_{2.2}$ – теплота, що поглинається при проходженні в ванні ендотермічних реакцій;
- $Q_{2.3}$ – всі види теплових втрат печі;
- $Q_{2.4}$ – електричні втрати установки.

Електричні втрати зазвичай складають 8–10% загальних витрат електроенергії, саме тому електричний ККД складає близько 0,9–0,92 [47, 52]. У подальших дослідженнях енергетичної ефективності, авторами в основному згідно з даними фірми-виробника, приймаються електричні втрати в розмірі 10 %.

Тепловий коефіцієнт корисної дії знаходиться в межах від 0,35 до 0,65 та може визначатись з теплового балансу установки «ківш-піч». В роботі енергетичний ККД розглядається за окремий період.

Автори при вивченні роботи установки «ківш-піч», визначали енергетичний ККД, задля: оцінки ступеня впливу параметрів режимів нагрівання сталі при позапічній обробці, та оцінки ступеня впливу зміни електричних параметрів на теплову роботу агрегату.

Тепловий розрахунок УКП проводився за методом миттєвих теплових балансів. При складанні теплових балансів всього агрегату за періодами обробки враховувалися такі види теплоти:

- тепловміст рідкої сталі;
- теплота яка передається від електричного розряду;
- теплота, що виділяється при окисленні електродів;
- теплота екзо- та ендотермічних реакцій;
- втрати теплоти на акумуляцію футерівкою ковша та з його поверхні;
- втрати теплоти у склепіння ковша;

- втрати теплоти на акумуляцію електродами та з їхньої поверхні;
- втрати теплоти з газами, що відходять;
- втрати електричної мережі.

Для визначення оптимального режиму теплової роботи установки «ківш-під» необхідно оцінити ефективність нагрівання металу, причому не за інтегральними характеристиками, а за миттєвими. Для цього необхідно оцінити динаміку засвоєння теплоти металом.

У роботі [35] на основі регресійного аналізу роботи УКП виведено рівняння для розрахунку засвоєння теплоти металом:

- при $60^{\circ}\text{C} < \Delta T_{\text{п}} < 80^{\circ}\text{C}$ $R = 0,49$

$$Q_{\text{мет}} = -1,34Q_{\text{пит}}^2 + 111,35Q_{\text{пит}} - 47,5, \quad (1.6)$$

- при $80^{\circ}\text{C} < \Delta T_{\text{п}} < 90^{\circ}\text{C}$ $R = 0,75$

$$Q_{\text{мет}} = -0,95Q_{\text{пит}}^2 + 84,68Q_{\text{пит}} - 104,3, \quad (1.7)$$

де $Q_{\text{мет}}$ – теплозасвоєння металу; $Q_{\text{пит}}$ – питома електрична потужність, що підводиться; $\Delta T_{\text{п}}$ – рівень перегріву металу над лінією ліквідус.

Рівняння множинної регресії залежності енергетичного ККД від питомої електричної потужності, швидкості нагрівання, теплозасвоєння металу та ступеня його перегріву, над температурою ліквідус:

$$\eta_{\text{енерг}} = 15,29 - 0,34Q_{\text{пит}} + 9,11V_{\text{т}} + 4,4 \cdot 10^{-3}Q_{\text{мет}} - 0,04\Delta T_{\text{п}}, \quad (1.8)$$

де $V_{\text{т}}$ – швидкість нагрівання металу.

Оскільки в ковшах, особливо ємність яких складає понад 200 т, спостерігаються більш виражені температурні градієнти за висотою ковша, в роботі авторів [39] присутня відповідна модель теплового балансу. Це відбувається за рахунок частих помилок при вимірюванні температури металу

за допомогою стандартних зондів з термопари. Модель теплового балансу при керуванні технологічним процесом на установці «ківш-піч» забезпечує більш точну оцінку температури, ніж поодинокі вимірювання термопарами. Оцінка температури сталі при позапічній обробці на УКП ємністю 325 т, порівняно з фактично виміряною температурою зображено на рисунку 1.6.

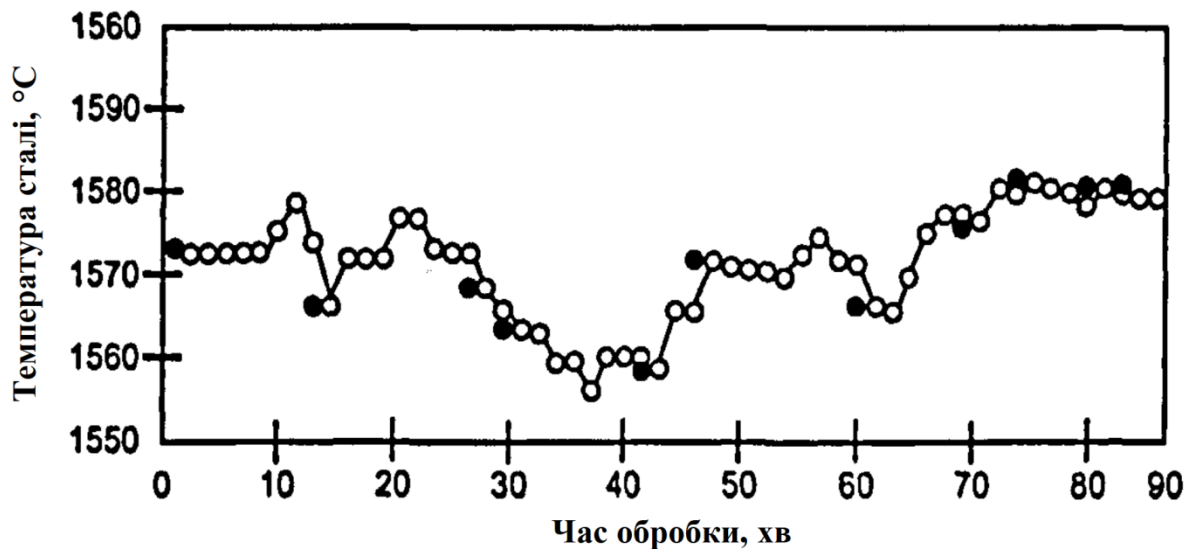


Рисунок 1.6 – Безперервна оцінка температури рідкої сталі під час обробки в 325-тонному ковші УКП на заводі Corus Strip Products (Нідерланди) [39]

Судячи з вище приведеного графіка можна сказати, що різниця обчисленої та виміряної температури досягає 10 °C. Така точність розрахунків є недостатньою в сучасних умовах, оскільки в даний час температура сталі, за вимогами технологічної інструкції ТОВ «МОЗ «Інтерпайп сталь», повинна відрізнятися від заданої не більше ніж на ± 3 °C.

Точність обчислення температури металу залежить від точності оцінки статей теплового балансу. Під час розрахунку статей теплового балансу діючого технологічного агрегату виникають складнощі при оцінці теплових втрат з елементів агрегату, що працюють у нестационарних умовах: склепіння, футерування та електроди ковша.

Так як нагрів сталі на УКП відбувається в змінному режимі, то точно оцінити ступінь акумуляції теплоти електродами протягом періоду їх роботи

неможливо. Також, неможлива коректна оцінка впливу цієї статті теплового балансу на ККД нагрівання сталі. Для уточнення статей теплового балансу необхідно оцінювати втрати теплоти на акумуляцію електродами та їх поверхні залежно від тривалості їх роботи. Для коректної оцінки теплових втрат розроблено математичні моделі теплового стану електродів залежно від режиму та тривалості їхньої роботи [54, 55].

Теплові втрати з поверхні ковша та на акумуляцію його футеруванням розраховуються як небаланс у приході та витраті теплоти на агрегаті. Для безперервної оцінки температури сталі необхідна коректна модель теплового балансу, яка дозволить регулювати тривалість нагріву з урахуванням установленної температури відправки сталі на розливання. Даний підхід дозволяє досягти повного узгодження з заданим інтервалом розливання [56].

1.5 Продувка металу в сталерозливному ковші

Позапічна обробка сталі дозволяє знизити вміст неметалевих включень (НВ) за рахунок організації покращених умов масообміну. В залежності від сортаменту сталі є застереження, щодо вмісту НВ [57–59]. Не дивлячись на незначний об'єм, такі включення можуть негативно впливати на властивості сталі. Обробка на установці «ківш-піч» передбачає рафінування, розкислення, легування, модифікування. На даному етапі розвитку технологій позапічної обробки сталі застосовують продувку металу інертним газом в сталерозливному ковші через донні продувні блоки, яка і забезпечує задані показники масообміну між металом і шлаком [60–63].

Авторами робіт [64, 65] проаналізовані дані отримані при виплавці низьковуглецевої сталі, розкисленої алюмінієм (LCAK), характерним дефектом є дрібні смуги та полони на поверхні тонколистового прокату. Однією з причин формування цих дефектів є наявність неоднорідностей, пов'язаних з оксидними неметалевими включеннями (скупчення частинок

корунду або комплексних оксидів). Зазначено, що за рахунок зниження активності розчиненого кисню до 750 ppm відбувається зменшення імовірності формування дефектів.

На основі робіт авторів [66–69] зазначено, що добре налагоджена гідродинамічна модель дозволить керувати перемішуванням металу таким чином, щоб мінімізувати витрату газу, що перемішує, і теплові втрати з ним, скоротити тривалість перемішування (усереднення) сталі, позбавитися застійних зон і виявити гідродинамічно активні зони для введення в них легуючих добавок. Крім того, маючи налагоджену модель, що дозволяє з достатнім ступенем точності визначати активні гідродинамічні зони, можна погодити режим роботи трайб-апарату і режим продування таким чином, щоб матеріал, що вводиться, потрапляв у активні зони. Після цього гідродинамічно активна зона переміщається по висоті ковша таким чином, щоб градієнт концентрації введених речовин був мінімальним.

Також застосовується метод продування металу нейтральним газом в ковші «згори» через вертикально занурену фурму. Вдування інертного газу (зазвичай аргону) в розплавлену сталь у ковші є більш доступним, але показники рафінування металу не в повній мірі забезпечують досягнення рівноваги [70].

Авторами робіт [71–73] зазначено, що збільшення інтенсивності продувки через донні продувні блоки може призводити до процесу розриву шлакового покриву, в сталерозливному ковші, під дією висхідних потоків газо-металевої емульсії. Це може привести до погіршення умов нагріву металу на УКП, водночас ефективність рафінування підвищується зі збільшенням витрат газу. Авторами роботи [74] приведені дані, щодо впливу розташування донних продувних блоків на прорив шлакового покриву в сталь-ковші, які мають негативний характер при позапічній обробці.

В періоди нагрівання сталі в ковші виникають високі значення градієнту температур тому застосовують продувку нейтральним газом для більш

швидкого усереднення температури рідкої ванни. Зазвичай подача газу відбувається через дві або три пористі вставки розташовані в днищі ковша.

Авторами роботи [75] проведено кількісну оцінку зміни температури розливки сталі з 160 т ковша в киснево-конверторному цехові ПАТ «ММК імені Ілліча». Встановлено, що разом з перемішуванням розплаву швидкість рафінування за допомогою різних технологічних засобів значно зростає. При цьому перемішуванням досягається регулювання ступеня однорідності температури та хімічного складу розплаву згідно з вимогами розливання. Графік динаміки перепаду температури сталі відносно початку розливання відображено на рисунку 1.7.

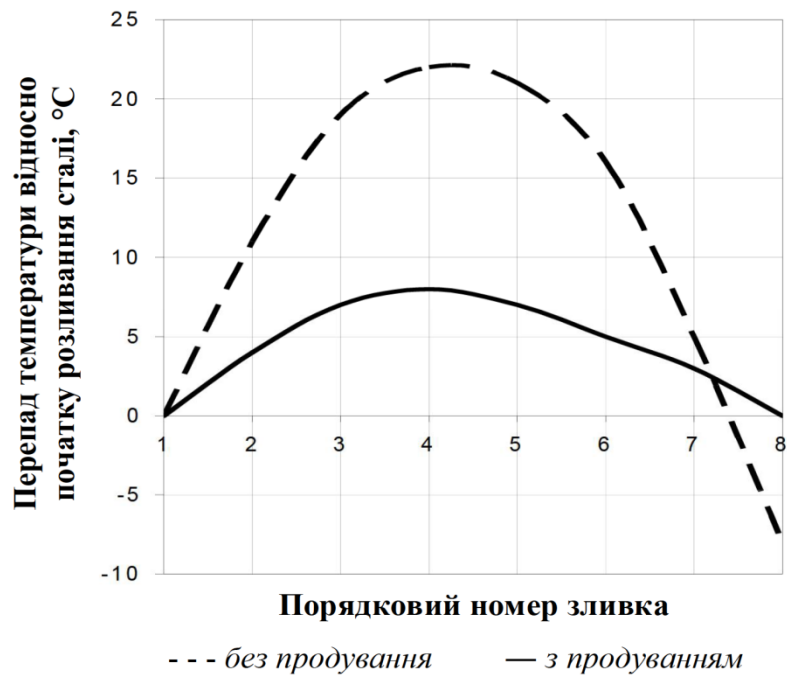


Рисунок 1.7 – Динаміка перепаду температури сталі під час розливки [17]

Також при перемішуванні сталі в ковші відбувається також гомогенізація хімічного складу в усьому об'ємі. Після присадки феросплавів перед випуском різниця вмісту таких елементів, як кремній та марганець може досягати 0,05–0,15 %. Після продувки сталі інертним газом цей діапазон зазвичай знижується до 0,01–0,03 % [76].

Бульбашки газу, що барботують під час продування металеві ванни, сприяють рафінуванню. При збільшенні інтенсивності масоперенесення в ковші відбувається вирівнювання складу та температури обсягом металу. Інтенсивне перемішування прискорює доставку неметалевих включень до поверхні розділу метал-шлак та їх видалення зі сталі, чому сприяє флотація бульбашок продувального газу неметалевих включень. Так як парціальний тиск, наприклад, водню в бульбашках інертного газу практично дорівнює нулю, то вони по відношенню до розчиненого водню є «вакуумними» порожнинами та екстрагують газ з металу [77].

Відомо [78], що характер та інтенсивність руху сталі в ковші залежать від ряду параметрів продування, які впливають на її ефективність, зокрема на ступінь гомогенізації металеві ванни. На підставі досліджень поведінки металу під час продування в різних агрегатах встановлено залежність часу, необхідного для досягнення певного ступеня гомогенізації, від параметрів продування, основним з яких є дисипація енергії. Так, значення дисипації енергії збільшується, а час, необхідний для гомогенізації сталі в ковші при заданій температурі, зменшується з підвищенням швидкості надходження газу до металу, а також зі збільшенням глибини барботаژної зони. Зі збільшенням маси металу та діаметра ковша тривалість гомогенізації збільшується.

Вплив потужності перемішування на коефіцієнт ефективної дифузії сірки показаний авторами [2] та характеризує прискорення, і більш повне протікання процесу десульфурації зі збільшенням потужності перемішування. Також, при змішуванні, є імовірність збільшення в сталі вмісту неметалевих включень, за рахунок затягування відривів шлаку конвективними потоками в розплав, і через окислення оголеного дзеркала металу в зоні продувальної плями.

Для розробки раціональних режимів вдування інертного газу при позапічної обробки металу на УКП вивчається гідродинаміка рідкої ванни та інтенсивність змішування. Оскільки пряме визначення оптимальних параметрів у промислових умовах неможливе, широко використовуються методи фізичного та математичного моделювання.

Розрахунок гідродинаміки та конвективного теплообміну наведено в роботах авторів [78–82]. На широкому експериментальному матеріалі, отриманому, в основному, для систем вода-повітря, визначено загальні закономірності спільного руху газу та рідини, головним чином, стаціонарного та дозвукового – барботажу газу, деякі хвилові явища.

Авторами роботи [83] досліджено загальні особливості підходів до моделювання перемішування металу газом в ковшах з особливим акцентом на усередненому за часом моделюванні, яка представляє інтерес для реалізації в реальному часі при прийнятті рішень у промисловості. У цьому контексті спостерігається, що оскільки явища об'ємної течії газу значною мірою чутливі до витрати газу, то прийнятної ефективності та точності обчислень можна досягти за допомогою використання розроблених фізичних моделей, таких як квазіоднофазні моделі. У спробах розробити від самого початку більш фундаментальні підходи, які використовують сучасні обчислювальні потужності, останнім часом з'явилася велика кількість варіацій і комбінацій багатофазних моделей. Однак, роздільна здатність турбулентної швидкості на межі розділу не може бути надійно розглянута такими моделями, які намагаються врахувати опис гідродинамічних меж розділу. Оскільки все більше і більше досліджень спрямовані на чисельне моделювання для вирішення питань, які експерименти не можуть вирішити, такі фундаментальні аспекти чисельних алгоритмів є критичними для оцінки їх наслідків для супутніх багатофазних взаємодій.

На основі дослідження математичної моделі та розрахунків моделювання проведеного авторами [84] зазначено, що на розподіл поля потоку розплавленої сталі впливає положення вдування аргону. Якщо в ковші є лише один продувний блок, то кращим місцем є відстань $0,7$ радіусу (r) від осі ковша до блока для вдування аргону, якщо відстань коротша за $0,7 r$, об'єм неактивної області стає великим; а якщо відстань довша за $0,7 r$, футерівка стін швидко зношується. Якщо продувних блоків два, рекомендований кут складе $60\text{--}90^\circ$, а відстань від осі ковша до продувних блоків $0,5\text{--}0,7 r$. Якщо

розташування двох блоків асиметричне, розподіл поля потоку розплавленої сталі буде кращим для змішування включень.

В свою чергу авторами роботи [74] рекомендовані наступні параметри розташування в днищі ковша продувних блоків:

- при радіальному положенні двох продувних блоків 0,7 г, з кутом поділу 45° , і однаковими витратами газу в кожному блокові є найбільш сприятливою конфігурацією з точки зору покращення перемішування.
- при радіальному положенні блоків 0,7 г і 0,5 г, з кутом поділу 90° з різними витратами газу (1:3), на відміну від однакового радіального положення сопла, є сприятливим для забезпечення меншої площі оголення дзеркала розплаву.

Підтверджено, що площа оголеного дзеркала металу залежать від швидкості потоку газу і в'язкості шлаку. У той час як ефективність перемішування збільшується зі збільшенням швидкості потоку газу, а площа оголеного дзеркала металу, навпаки, зростає зі збільшенням швидкості потоку газу. Радіальне положення продувного блоку, кут поділу між ними та розподіл швидкості потоку газу також впливають на ефективність процесу перемішування.

Основною метою дослідів, описаних у роботі [85], була оцінка впливу вдування аргону в розплавлену сталь на її чистоту, що визначається вмістом неметалічних включень. Було проведено 10 плавів (9 – з продуванням аргонem 1 – без) в індукційній печі. За отриманими результатами побудовано графік залежності вмісту неметалевих включень в сталі від тривалості продування Ar (рисунок 1.8).

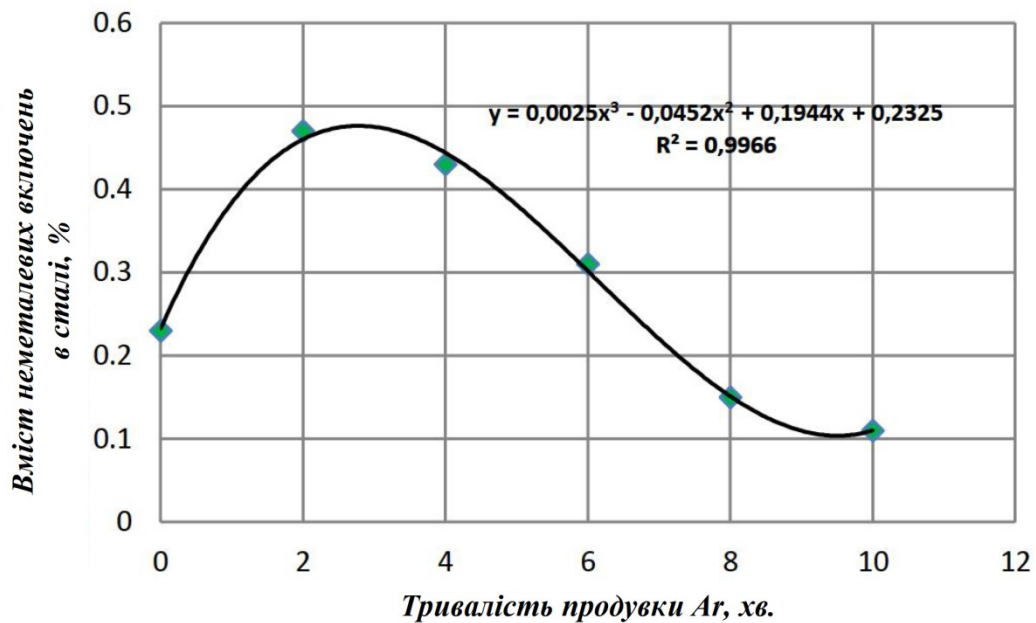


Рисунок 1.8 – Залежність вмісту неметалевих включень в сталі від тривалості продування Ar [85]

У перший період плавлення вміст неметалічних включень збільшився, потім дуже помітно знизився. Зниження вмісту неметалевих включень у сталі без продування аргону може бути викликано впливом вихрових струменів, які забезпечували перемішування сталі. Короткий час продування аргonom або невеликий об'єм аргону можуть призвести до того, що кінцевий вміст включень може бути вищим, ніж на початку плавлення. Мінімальний час продування аргону, необхідний для зменшення вмісту неметалевих включень становить 7 хвилин, а рекомендована витрата аргону – 10 літрів на хвилину. Тривалість вдування аргону в сталь дуже суттєво вплинула на кінцевий вміст неметалевих включень.

Перемішування металу зі шлаком у процесі обробки на установці «ківш-піч» забезпечує досить ефективне видалення сірки. Авторами роботи [2] наведено залежність вмісту сірки в сталі від тривалості десульфурації, оскільки цей процес дорівнює тривалості обробки (рисунок 1.9). Протягом обробки система метал-шлак не входить у рівновагу, тобто фактичний вміст сірки в сталі завжди вищий за рівноважний.

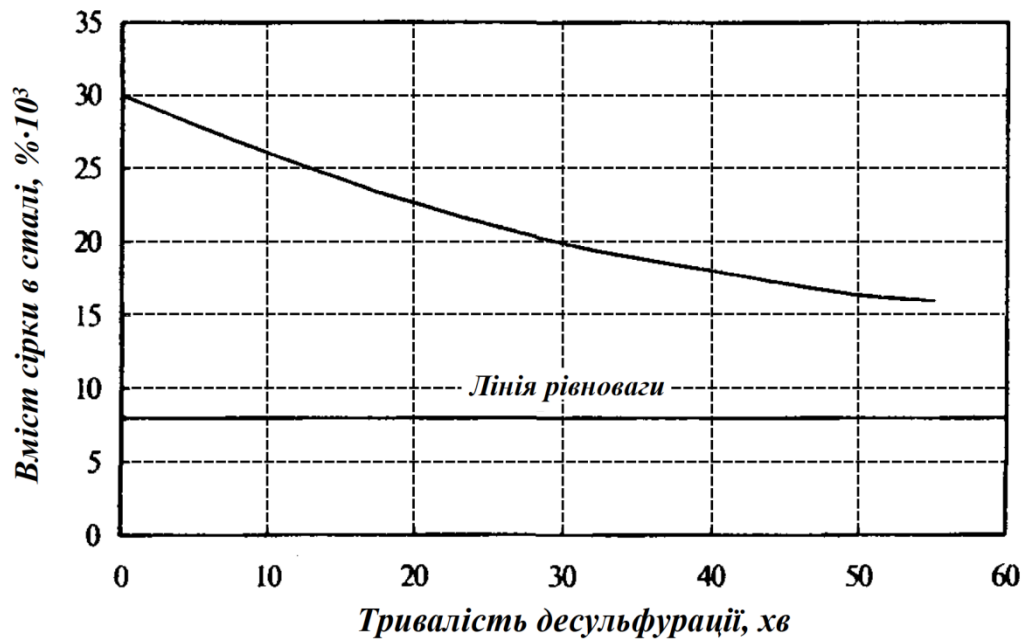


Рисунок 1.9 – Залежність вмісту сірки в сталі від тривалості десульфурації [2]

Збільшення інтенсивності продування через фурму, що занурюється, практично неможливо. Досвід промислової експлуатації показав, що за певних витрат газу настає розрив шлакового покриву ванни: практично припиняється розпад струменя і починаються викиди металу і шлаку з ковша. Дане явище має негативний вплив на теплову роботу УКП [83].

1.6 Використання графітованого порожнистого електрода при позапічній обробці сталі на УКП

Оскільки основним джерелом теплової енергії для нагріву сталі при позапічній обробці на УКП є електрична дуга, яка відтворена за допомогою трьох графітованих електродів. Вартість електродів при виплавці сталі складає одну з істотних витратних статей готової продукції, тому актуальним завданням при зниженні собівартості готової продукції є зменшення питомої витрати електродів.

В процесі високотемпературного нагріву ГЕ відбувається його фізичне і хімічне руйнування, внаслідок утворення локально перегрітих зон в його

об'ємі, а також окислення його поверхні газами які виділяються в процесі нагріву. На даний момент відсутні достовірні дані щодо експлуатації порожнистих електродів, при позапічній обробці сталі. Існують об'єктивні труднощі, пов'язані з визначенням раціональних умов подачі матеріалів і газів через отвір електрода і визначенням впливу їх на температурний стан тіла електрода [86].

Варіантом компенсації втрат теплоти при позапічній обробці металу інертними газами є використання теплової енергії отриманої від електричної дуги, яка формується за допомогою трьох графітованих електродів [34]. Однак в роботі не в повній мірі приведені дані щодо використання резервів енергетичного потенціалу електричної дуги і як це вплине на собівартість металу.

Результати досліджень [91] показують, що основними факторами, які визначають витрату електрода є фізичне і хімічне руйнування. До фізичного відносять – теплові і механічні навантаження, а до хімічного – окислення бічної поверхні, знос торця електрода внаслідок сублімації графіту в дузі. При цьому автори роботи не приводять дані щодо переважного впливу фізичного або хімічного зносу електрода.

Автори робіт [88, 89] приводять дані вартості електродів при виплавці сталі і показують, що цей показник становить 8–12,5 % в собівартості сталі і залежить, в першу чергу, від витрат електрода. При цьому приведені дані характерні лише для виплавки металу в електропечах і не можуть бути в повній мірі використані при обробці металу на установці «ківш-піч». Варто зазначити, що графіт має низьку стійкість до окислення (взаємодія з киснем розпочинається з температури 500 °C)[90].

За даними [92], руйнування відбувається внаслідок окислення атмосферою печі бічної поверхні електрода і розкисленого торця, яке складає 55–75%, електричної ерозії робочої поверхні електрода, по якій переміщається активна пляма дуги – 15–25%, механічного руйнування – 10–20%.

Одним з шляхів зменшення витрат електрода є нерівномірний нагрів і перегрів в процесі експлуатації. Так в дослідженнях проведених [54, 93] показано, що одним з ефективних способів зниження температури ГЕ є випарне охолодження бічної поверхні, застосування даного методу дозволило зменшити витрати електрода в 1,5 рази. Однак автори не привели дані щодо температурних полів електрода в різні режими експлуатації.

На початку 50-х років були проведені перші експерименти з використанням графітованих порожнистих електродів з метою вивчення їх впливу на стабільність дугового розряду. Основна увага була приділена дослідженню електричного режиму. Результати експериментів показали, що наявність отвору в електроді забезпечує стабілізацію електричної дуги. Випробування проводилися на печах ємністю 5–125 т, відношення $d_{\text{отв}} / d_{\text{ел}}$ коливалося в межах 0,05–0,45 ($d_{\text{отв}}$ – діаметр отвору електрода, $d_{\text{ел}}$ – діаметр електрода) [94, 95]. Дуга концентрується на кромці внутрішнього отвору порожнистого електрода, стає масивною, займає практично вертикальне положення. За цією технологією через порожнистий електрод подається захисний газ (аргон, азот або їх суміші), що знижує чад електродів і, отже, зменшує ймовірність і рівень науглецювання металу.

Авторами роботи [96] відзначено підвищення стійкості склепіння при використанні графітованого порожнистого електрода на 9% та стійкості футерування стін на 12%. Стійкість дуги можна розглядати як її здатність зберігати постійний електричний опір на протязі якогось часу, на яку впливають наступні фактори: склад атмосфери в зоні горіння дуги; температура атмосфери в зоні горіння дуги; форма та стан кінців електродів. Взаємодія цих факторів і визначає довжину дуги та її електричний опір [97, 98].

У роботі [99] проведено дослідження роботи електросталеплавильної печі на порожнистих електродах. Відзначено, що при цьому струмове навантаження по фазах набуло більш стабільного характеру і в залежності від умов роботи фаз збільшилося в середньому на 20–30 %. Зазначено збільшення

використання потужності у періоди неспокійного електричного режиму з 84–85 до 93–94 %, підвищення ККД нагріву на 5–7 %, та зниження витрат електроенергії до 15 % при застосуванні порожніх електродів [100–102].

При обробці ГПЕ знижується довжина дуги [99] (за підтримки струму системою автоматики) за рахунок поліпшення теплообміну зростає температура шлаку. Швидкість струменів збільшує питому поверхню взаємодії між шлаком і металом шляхом емульгування шлаку. В свою чергу висока температура шлаку сприяє інтенсивному протіканню масообмінних та теплообмінних процесів при позапічній обробці [103].

В роботах [104–106] проведений аналіз експлуатації графітованого порожнистого електрода при обробці металу на установці «ківш-піч». Показано позитивний вплив подачі газів через отвір в електроді на параметри обробки металу і витрати. Так, покращились умови десульфурзації металу, зменшився час обробки, також відмічена тенденція до зниження витрат електрода.

Авторами роботи [107] був підтверджений позитивний вплив інжекції молекулярних газів на потужність стабілізованої аргонном електричної дуги. Зокрема відмічене збільшення потужності електричної дуги при вдуванні 20 % діоксиду вуглецю. Однак використання цього газу неминуче призводить до окислення компонентів розплаву. Так, вході експериментів асиміляція кисню розплавом складала 10–28 % залежно від наявності шлаку на дзеркалі металу. Непогані результати були також отримані при використанні 3 % пропану і 3 % метану. При цьому використання метану і пропану не викликає суттєвого науглецювання металу, оскільки гальмується кінетично.

Проведені дослідження впливу інжекції молекулярних газів на видалення нітрогену з металу [108]. Інжекція 10 % водню та 5 % метану призводять до утворення на поверхні металу відповідно ціанідної (синильної) кислоти та аміаку внаслідок чого вміст нітрогену в металі зменшувався з 200 до 20 ppm впродовж 80 хв. Також спостерігалось збільшення вмісту водню в металі у 2–4 рази, однак шляхом вдування чистого аргону наприкінці обробки

його вміст повертався до початкового, при цьому не показано вірогідність отримання заданих концентрацій.

Товариство British Oxygen Research and Development Ltd. (Англія) проводило дослід з введення через ГПЕ аргону, азоту, генераторного газу, водню та оксиду вуглецю в робочий простір лабораторної дугової однофазної двоелектродної печі ємністю 50 кг сталі з метою підвищення стійкості горіння дуги [110]. Найбільший ефект скорочення тривалості плавлення і зменшення питомої витрати електроенергії виходить при введенні аргону, так як це сприяє підвищеному використанню потужності, стабілізує горіння електричної дуги, забезпечує її безшумне горіння з самого початку плавлення [111].

Графітовані порожнисті електроди сприяють більш стійкому та спокійному горінню електричної дуги, покращують стійкість таких параметрів енергосистеми, як напруга мережі та $\cos\phi$ [109]. Для забезпечення стабільного існування електричного розряду над поверхнею ванни рідкого металу необхідна наявність газового середовища. Використання графітованого порожнистого електрода при обробці металу на УКП, показало позитивний вплив на формування та існування електричного розряду, покращення умов десульфурзації металу, зменшення часу обробки та зниження витрат електрода [110–114].

Авторами робіт [115, 116] підтверджено, що застосування ГПЕ, при оптимальному співвідношенні $d_{\text{отв.}}/D_{\text{ел.}}=0,20\text{--}0,25$, ефективно з точки зору стабілізації електричних дуг, поліпшення використання потужності трансформатора, збільшення продуктивності агрегату. Крім того, за рахунок кращого екранування дуги, зменшується інтенсивність опромінення кладки, створюється більш спрямований тепловий потік від дуги на ванну, що дає можливість працювати на порожнистих електродах при вищій вторинній напрузі, ніж на суцільних електродах. Це дозволяє точніше регулювати розподіл теплових потоків між кладкою та ванною.

Висновки по розділу 1

Проведений аналітичний огляд робіт, вище приведених авторів, вказав на вплив газодинамічних показників продувки металу на утворення газо-металевої емульсії в глибинних об'ємах сталерозливного ковша. Однак, немає достатньої інформації щодо того, як впливає кількість шлаку на зону взаємодії газового струменю з поверхнею металу під шаром шлаку при продувці через графітований порожнистий електрод. Дані авторів не зосереджуються на характеристиках температури електрода при подачі газу через нього, а замість цього акцентують увагу на технологічних показниках. Цей підхід не дозволяє сформулювати теоретичні передумови для визначення особливостей впливу факторів на процес руйнування електрода.

На основі проведеного аналітичного огляду було встановлено, що немає достовірної інформації про теоретичні передумови для формування температурних режимів при експлуатації графітованого порожнистого електрода. Крім того, не було встановлено впливу подачі газу через порожнистий електрод на температурні параметри як зовнішньої поверхні, так і внутрішнього каналу електрода.

Тому актуальною задачею є дослідження направлені на визначення впливу зовнішніх факторів на температурні показники експлуатації електрода в процесі позапічної обробки металу на установці «ківш-піч», визначення раціональних параметрів витрат нейтрального газу через порожнистий електрод, які забезпечать:

- стабільне горіння електричної дуги;
- унеможливлення процесу розриву шару шлаку навколо графітованого порожнистого електрода висхідними потоками газу;
- покращення умов передачі теплоти безпосередньо металевому розплаву при обробці на установці «ківш-піч».

Розділ 2

СТВОРЕННЯ ОБЛАДНАННЯ ТА ПРОВЕДЕННЯ ФІЗИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ВДУВАННЯ ГАЗУ КАНАЛОМ ГРАФІТОВАНОГО ПОРОЖНИСТОГО ЕЛЕКТРОДА НА УСТАНОВЦІ «КІВШ-ПІЧ»

Розвиток сучасного сталеплавильного виробництва зазвичай включає в себе вдосконалення технологій і оптимізацію процесів, що призводить до покращення продуктивності та якості виготовленої продукції. Одним з пріоритетних векторів розвитку є позапічна обробка сталі на установці «ківш-піч».

Під час обробки сталі на УКП проводяться наступні операції: десульфуріяція, легування, модифікування і видалення неметалевих включень. Проведення цих операцій супроводжується втратами великої кількості теплоти яку компенсують за допомогою підігріву металеві ванни електродуговим розрядом утвореним графітованими електродами. В процесі роботи електродугового пристрою, між нижнім торцем електрода зануреного в шлак та поверхнею металеві ванни утворюється електрична дуга, яка в свою чергу формує на поверхні металу лунку у формі «меніску».

Дослідження використання графітованого порожнистого електрода під час обробки сталі на УКП дадуть змогу оцінити ефективність впливу подачі газу його каналом на зміну геометричних параметрів утвореної лунки в зоні горіння дуги. Наразі практично відсутні достовірні дані щодо параметрів формування металеві лунки під впливом електричної дуги і подачі газу каналом ГПЕ в піделектродній зоні. Також відсутні дані щодо граничних витрат газу який подається каналом ГПЕ, та який вплив мають надлишкові витрати.

Виходячи з цього, актуальним завданням є дослідження впливу подачі газу каналом графітованого порожнистого електрода на зміни геометричних параметрів металеві лунки при обробці сталі на УКП. В подальшому це дасть

змогу оцінити ефективність подачі легуючих та рафінуючих матеріалів каналом ГПЕ, дослідити його температурні показники експлуатації та визначити ефективність передачі теплоти через поверхню лунки.

2.1 Підготовка до фізичного моделювання процесу формування лунки металу в піделектродній зоні

Збільшення інтенсивності вдування газу до певної межі, сприятиме збільшенню площі поверхні лунки металу, що може покращити процес теплопередачі від електричної дуги до металеві ванни. Ефективність теплових процесів в печі та рідкій ванні визначається властивостями електричної дуги. Дія електродинамічного поля забезпечує збільшення передачі теплоти від дуги до рідкої ванни, що сприяє прискоренню металургійних процесів. Також свій вплив має ступінь роботи трансформатора УКП, при його збільшенні напруга та сила струму зростає відповідно збільшуючи при цьому довжину дуги. Під електромагнітною дією шлак зміщується в сторони з-під зони горіння дуги і відбувається її заглиблення в метал. Дуга занурюється на таку глибину, де сила врівноважується гідростатичним тиском розплаву. На практиці визначити форму лунки, що формується під впливом електричної дуги в піделектродній зоні, візуально або за допомогою фотозйомки неможливо, оскільки електрод занурений в шлаковий покрив. Найбільш вірогідна форма лунки, що утворилась під дією електричної дуги у точці дотику з металеві ванною – кульовий сегмент «меніск» [117].

У зв'язку з цим, постає необхідність розрахування геометричних параметрів лунки сформованої під дією електричної дуги без подачі газу, при позапічній обробці сталі на УКП. Для визначення параметрів лунки з початку розраховуємо глибину лунки та її радіус.

Під час проведення досліджень глибини проникнення дуги в печах об'ємом 100 та 200 т були отримані експериментальні дані, які показали, що величина дуги для цих печей складає 3 мм/кА, тоді як висота меніску металу утвореного під дією електричної дуги визначається за допомогою формули [117].

$$h_{\text{мен.}} = 3 \cdot 10^{-3} \cdot I_{\text{д}}, \text{ м}, \quad (2.1)$$

де $I_{\text{д}}$ – сила струму дуги, кА.

Радіус кола, що лежить в основі лунки, яка має форму меніска, можна визначити наступним чином [118]:

$$r_{\text{к}} = r_{\text{е}} + L_{\text{д}} \cdot \sin\theta, \text{ м}, \quad (2.2)$$

де $r_{\text{е}}$ – радіус електрода, м; θ – кут нахилу стовпа дуги до осі електрода; $L_{\text{д}}$ – довжина дуги, м.

Для розрахунку радіусу необхідно попередньо визначити довжину дуги, яка за даними різних дослідників може бути визначена за різними формулами. Розрахунок довжини дуги є дуже складним, тому фірма «Danieli» для печей своєї конструкції наводить емпіричну формулу для розрахунку довжини дуги [8].

$$L_{\text{д}} = U_{\phi} - 35, \text{ мм}, \quad (2.3)$$

де U_{ϕ} – фазова напруга на електроді, В.

Для ДСП АТ «ОЕМК» ємністю 150 т в роботі [118] авторами пропонується розраховувати довжину дуги за формулою:

$$L_{\text{д}} = \frac{U_{\text{д}} - U_{\text{а-к}}}{\beta_U}, \text{ м}, \quad (2.4)$$

де U_d – напруга дуги, В; U_{a-k} – анодно-катодне падіння напруги, яке для умов виплавки електросталі в ДСП приймали рівним $U_{a-k}=30$ В; де β_U – градієнт напруги у стовпі дуги (залежно від періоду плавки $\beta_U=500-1000$ В/м).

Оскільки для знаходження радіусу потрібно значення довжини дуги, то визначення даного параметру можна здійснити за допомогою формули [119]:

$$L_d = \frac{U_d - a}{b} \cdot 10^{-3}, \text{ м}, \quad (2.5)$$

де a – сума катодного та анодного падіння напруги, за даними різних дослідників складає 17 В [117] та 22 В [119]; b – градієнт потенціалу у стовпі дуги $b=1,0$ В/мм, для закінчення розплавлення сталі, $b=0,8$ В/мм для окисного та відновлювального періодів [117, 119].

Згідно з технологічними інструкціями більшості заводів, по загально відомим даним з експлуатації УКП, авторами робіт [25, 119] експериментально було встановлено значення напруги дуги на рівні 102,7 – 116,7 В, а рекомендована сила струму електродів складала 26,2 – 39,5 кА.

Порівняння результатів розрахунку довжини дуги за формулами (2.3)–(2.5) наведено в таблиці 2.1.

Таблиця 2.1 – Порівняння довжини дуги

Джерело	[8]	[118]	[119]	[25]
Довжина дуги, мм	82	145	95	73
Діаметр основи лунки, мм	226	228	227	226

Результат отриманий за даними роботи [118] є найбільшим з представлених і призначений для розрахунку за умов виплавки сталі в ДСП. Довжина дуги отримана за даними з джерел [8, 25] відповідає значенням під час позапічної обробки, але має вузький діапазон застосування, оскільки

розрахована лише для УКП компанії «Danieli» (Італія) які наприклад, застосовуються на заводі ПрАТ «Дніпроспецсталь» (Україна). Враховуючи наведене, найбільш раціональним, на думку автора, вважається результат у 95 мм, отриманий за даними роботи [119].

Для вивчення впливу інтенсивності подачі газу каналом графітованого порожнистого електрода на формування лунки в піделектродній зоні на установці «ківш-піч» було проведено фізичне моделювання.

При визначенні чисел подоби для фізичного моделювання основним завданням є вибір найважливіших параметрів, які впливають на досліджуваний процес. Урахування всіх параметрів процесу в моделі не дає змоги провести його моделювання, оскільки це унеможлиблює вибір модельних речовин і масштабу моделі.

Основною вимогою при проведенні фізичного моделювання є дотримання найбільш повної подоби процесів за реальних умов і на моделі. У відповідності до теореми подоби забезпечення подоби можливо лише в тому разі, якщо на зразку й моделі визначальні критерії подоби рівні. Тому визначення критеріїв є одним з найважливіших завдань підготовки експерименту.

На другому етапі виходячи з аналізу процесу та логічних міркувань склали сукупність з незалежних фізичних величин, які характеризують фізичну систему об'єкта моделювання. Визначені розмірності всіх факторів, які приведені до основних одиниць SI (див. табл. 2.2).

Оскільки при холодному моделюванні неможливо прямо відтворити вплив електричної дуги на металеву ванну, то було прийнято, що імпульс газового струменя на моделі імітує загальний імпульс струменя аргону та електричної дуги за реальних умов на установці «ківш-піч». Величину імпульсу еквівалентного впливу дуги при цьому можна знайти зіставивши визначену за формулою (2.1) глибину лунки з величиною, отриманою за результатами фізичного моделювання.

Виходячи з логічних міркувань приймаємо, що на процес утворення лунки і розриву шару шлаку впливають наступні параметри: i – імпульс газового струменя; d_k – діаметр каналу електрода; $\delta_{ш}$ – товщина шлаку; h – висота ковша; g – прискорення вільного падіння; ρ_m – густина рідкого металу; $\rho_{шл}$ – густина шлаку; σ – поверхневий натяг металу.

Таблиця 2.2 – Числа подібності

Величина	Одиниці виміру	Масштаб	Безрозмірна величина
i	кг·м/с ²	—	$I = \frac{i}{\rho_m \cdot g \cdot d_k^3}$
d_k	м	м	—
$\delta_{ш}$	м	—	$\Delta_{ш} = \frac{\delta_{ш}}{d_k}$
h	м	—	$H = \frac{h}{d_k}$
g	м/с ²	с	—
ρ_m	кг/м ³	кг	—
$\rho_{шл}$	кг/м ³	—	$P_{шл} = \frac{\rho_{шл}}{\rho_m}$
σ	кг/с ²	—	$Bo = \frac{g \cdot (\rho_m - \rho_{шл}) \cdot d_k^2}{\sigma}$

Результати вибору критеріїв для актуального фізичного моделювання було порівняно з відомими роботами по дослідженню продувки рідини газом. Зокрема в роботі [120] було запропоновано використання для фізичного моделювання продувки сталі зверху інертним газом безрозмірного критерію $\pi = \frac{\rho i h^2}{\nu}$, де ρ – густина рідини, кг/м³, i – питома інтенсивність продувки газом, м³/(кг·с), h – характерний розмір, м, ν – кінематична в'язкість, м²/с. Однак, у їх дослідженнях продувка здійснювалась заглибленою в метал

фурмою, тому отримані ними результати не можуть бути використані для описання геометрії лунки, утвореної продувкою через порожнистий електрод. В інших дослідженнях [121–123] автори використовували критерій Архімеда для моделювання верхньої продувки сталі в конвертері. Однак інтенсивність подачі кисню в конвертері є неспівставно великою, що також не дозволяє використовувати отримані в цих дослідженнях математичні моделі, для обчислення розмірів лунки за даних умов. Таким чином, запропоновані автором критерії подоби більше підходять для описання продувки сталі газом зверху каналом графітованого порожнистого електроду, на відміну від відомих раніше.

На третьому етапі за розрахованими критеріями подоби було розроблено план експерименту який наведено у таблиці 2.3.

Таблиця 2.3 – План експерименту

№	Безрозмірні критерії			Величини безрозмірних критеріїв	
	товщина шлаку $lg\Delta_{ш}$	імпульс lgI	$lgI \cdot lg\Delta_{ш}$	$\Delta_{ш}$	I
1	–	–	+	0,48	$7,58 \cdot 10^{-4}$
2	–	0	0	0,48	$3,03 \cdot 10^{-3}$
3	–	+	–	0,48	$1,21 \cdot 10^{-2}$
4	0	–	0	0,72	$7,58 \cdot 10^{-4}$
5	0	0	0	0,72	$3,03 \cdot 10^{-3}$
6	0	+	0	0,72	$1,21 \cdot 10^{-2}$
7	+	–	–	1,08	$7,58 \cdot 10^{-4}$
8	+	0	0	1,08	$3,03 \cdot 10^{-3}$
9	+	+	+	1,08	$1,21 \cdot 10^{-2}$

Математична модель процесу у критеріальній формі завжди є ступеневою функцією виду:

$$\pi_1 = A \cdot \pi_2^n \cdot \pi_3^m, \quad (2.6)$$

де π_1, π_2, π_3 – критерії подібності; A, n, m – коефіцієнти регресії ступеневої функції.

Відповідно, кожен з критеріїв необхідно варіювати на трьох рівнях: нижньому, нульовому і верхньому. Для визначення коефіцієнтів регресії ступеневої функції необхідно перевести її до лінійного вигляду шляхом логарифмування. Таким чином, з урахуванням цього переходу величина нульового рівня кожного фактору визначалася за формулою [124]:

$$\pi_0 = 10^{\frac{\lg \pi_{\min} + \lg \pi_{\max}}{2}}, \quad (2.7)$$

де $\pi_{\min}$ і $\pi_{\max}$ – відповідно мінімальна і максимальна величина критерію.

На четвертому етапі для проведення досліджень по визначенню впливу імпульсу газового струменя при використанні ГПЕ на формування лунки з урахуванням дії електричної дуги було створено експериментальну установку для холодного моделювання. Схему установки зображено на рисунку. 2.1.

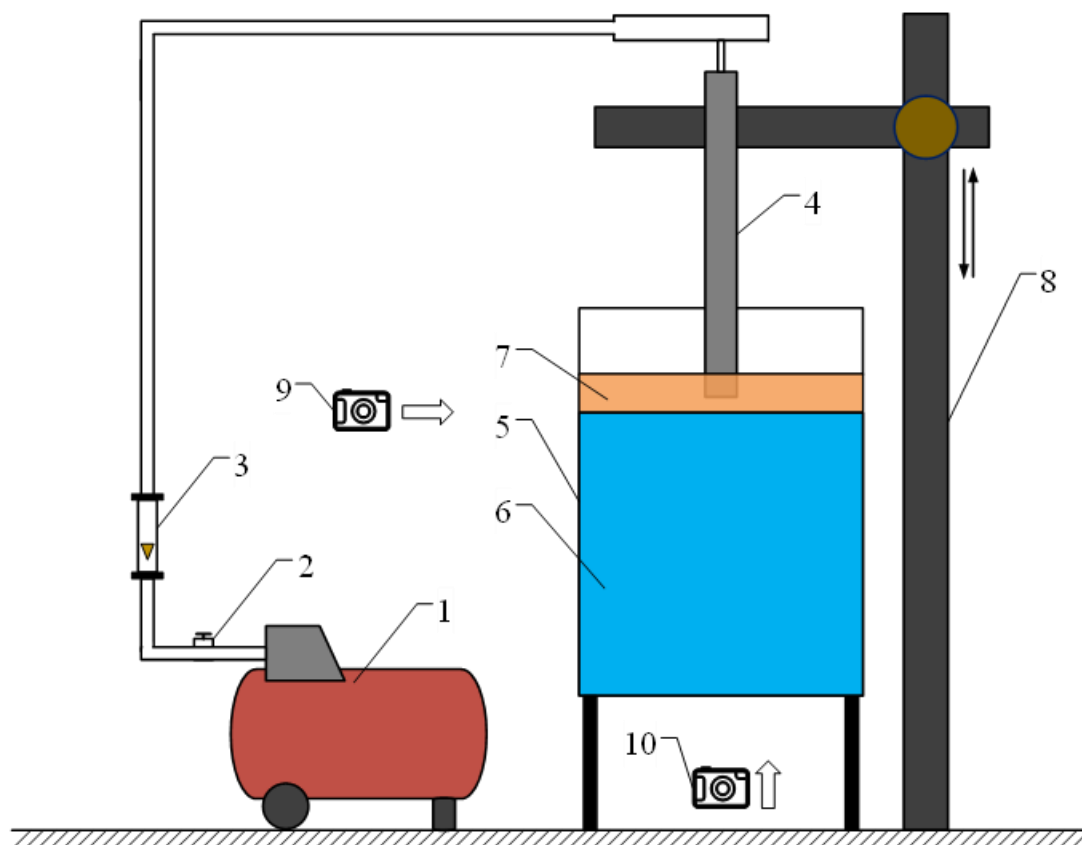


Рисунок 2.1 – Схема експериментальної установки: 1 – компресор;
2 – редуктор; 3 – ротаметр; 4 – графітований порожнистий електрод;
5 – скляна колба; 6, 7 – модельна рідина; 8 – штатив; 9, 10 – фронтальна та
донна відеокамери відповідно.

Газ подавався компресором 1 через редуктор 2, яким регулювали об'ємну витрату. Для визначення об'ємної витрати газу, використовували ротаметр 3 (РМ 2.5 ГУЗ). Вдування газу відбувалось через трубку 4, яка імітувала графітований порожнистий електрод, регулювання його висоти відбувалося за допомогою штативу 8. В якості моделі ковша в масштабі 1:24 використовували скляну колбу 5; в якості рідини, що імітує рідкий метал, використовувалась вода 6; за рідину, що імітує шлак – синтетичну олію 7. Відеозйомка відбувалась фронтально на границі метал-шлак за допомогою камери 9, та знизу за допомогою камери 10.

Досліди проводили зі зміненням висоти шару шлаку, режимів подачі газу електродом, при цьому висота розташування ГПЕ над рівнем дзеркала

металу дорівнювала 70 % від висоти шлаку. Висота шлаку коливається в межах від 6 мм, до 14 мм, що відповідає товщині шлаку на прототипі від 100 до 200 мм. Режим подачі газу електродом варіювались в межах 0,13–0,5 м³/год, що відповідає витратам газу на прототипі від 3 до 20 м³/год. В ході проведення дослідів фіксувалися наступні параметри: тиск газу, висота розташування графітованого порожнистого електрода, товщина шлаку, глибина утвореної лунки, розрив шлакового покриву навколо ГПЕ.

2.2 Результати дослідження змін геометричних параметрів лунки металу під час подачі газу каналом графітованого порожнистого електрода

За проведенням фізичним моделюванням, по розробленій методиці, яка описана в попередньому підрозділі, на ізотермічній холодній моделі спільного впливу імпульсу дуги і газового струменя на геометричні параметри лунки, отримано відео файли, які були розкадровані та проаналізовані за допомогою програмного продукту Adobe Photoshop.

На рисунку 2.2 зображено вигляд моделі ванни при продувці графітованим порожнистим електродом з витратами газу 0,13 м³/год, висотою шлаку 6 мм, що відповідає 3 м³/год і 100 мм на прототипі відповідно.

Кадри, зображені на даному фото, характеризують спокійну подачу газу, не розриваючи шар шлаку навколо моделі електрода, що має позитивно впливати на формування електричного розряду, та передачу теплоти випромінюванням (див. рис. 2.2).

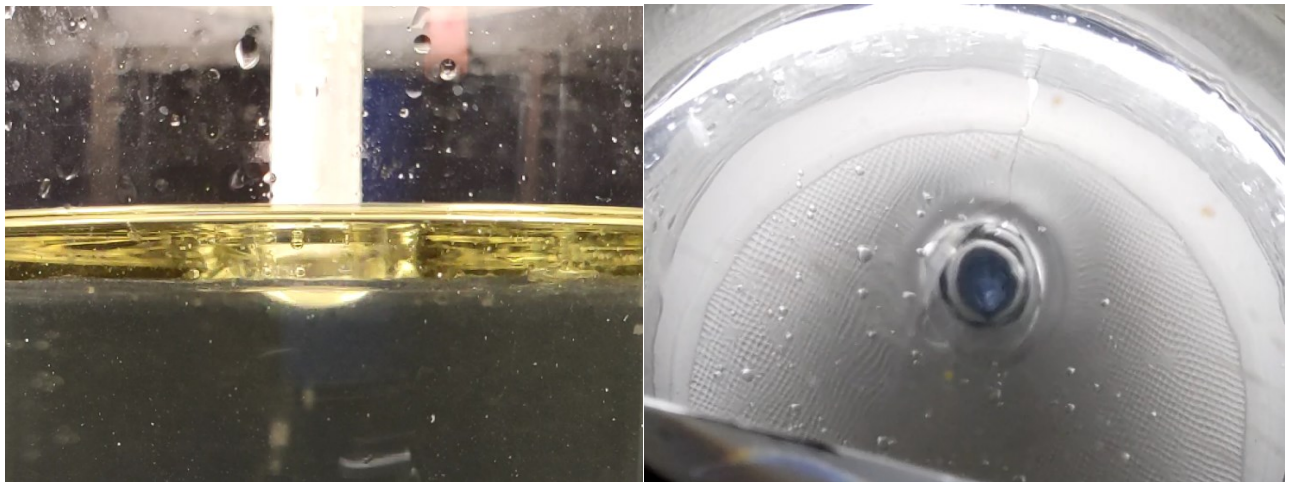
*а**б*

Рисунок 2.2 – Продувка через модель графітованого порожнистого електрода з об'ємною витратою газу $0,13 \text{ м}^3/\text{год}$ при висоті масла 6 мм: *а* – вид збоку; *б* – вид знизу

На рисунку 2.3 зображено продування на моделі ванни установки «ківш-піч» з витратами газу $0,5 \text{ м}^3/\text{год}$, висотою шлаку 6 мм, що відповідає $20 \text{ м}^3/\text{год}$ і 100 мм на прототипі відповідно.

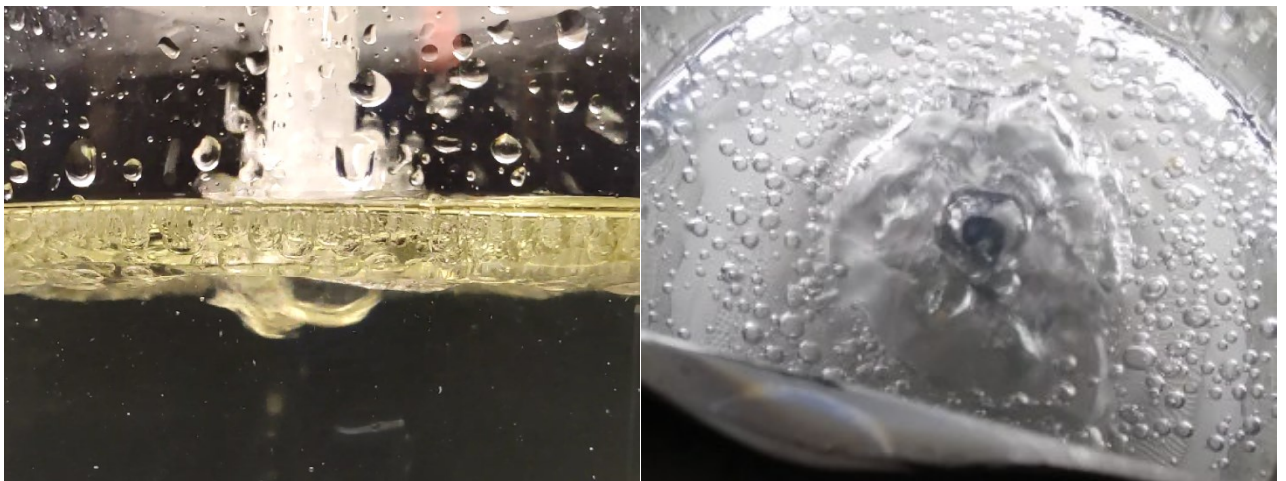
*а**б*

Рисунок 2.3 – Продувка через модель графітованого порожнистого електрода з об'ємною витратою газу $0,5 \text{ м}^3/\text{год}$ при висоті шлаку 6 мм: *а* – вид збоку; *б* – вид знизу

Кадри, зображені на рисунку 2.3, характеризують розрив шлакового покриву навколо ГПЕ, що має негативний вплив на втрати теплоти від електричної дуги в атмосферу печі.

На рисунку 2.4 та 2.5 представлено вигляд моделі ванни при продувці графітованим порожнистим електродом, з мінімальними витратами газу $0,13 \text{ м}^3/\text{год}$ та максимальними $0,5 \text{ м}^3/\text{год}$ і з максимальною висотою шлаку 14 мм. Ці значення відповідають на прототипі витратам газу 3 і $20 \text{ м}^3/\text{год}$ і товщині шлаку 200 мм на прототипі.

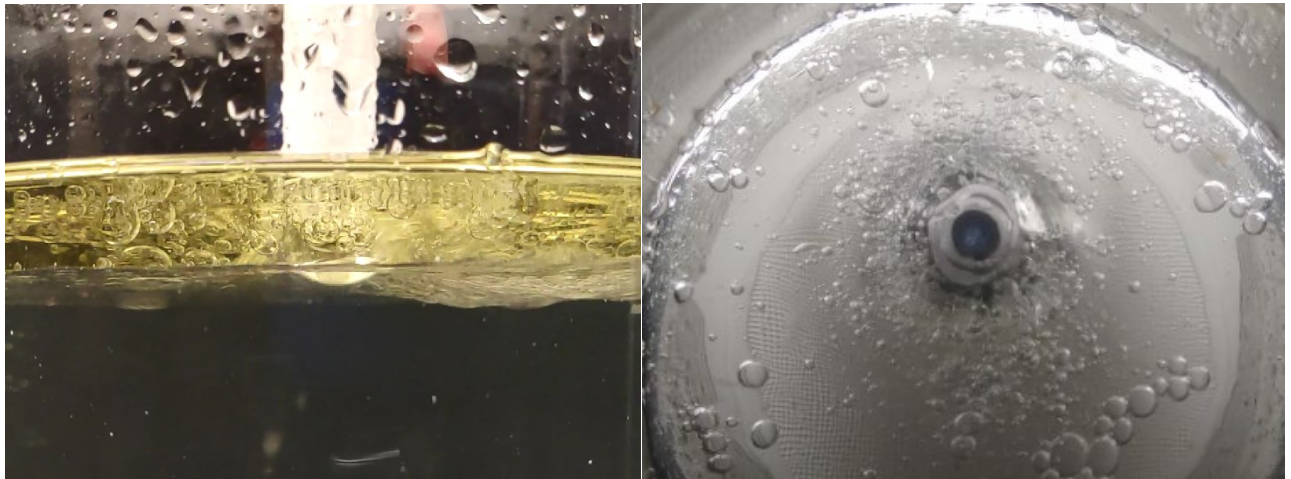
*а**б*

Рисунок 2.4— Продувка через модель графітованого порожнистого електрода з об’ємною витратою газу $0,13 \text{ м}^3/\text{год}$ при висоті шлаку 14 мм: *а* – вид збоку; *б* – вид знизу

На кадрах, зображених на рисунку 2.4, при витратах газу $0,13 \text{ м}^3/\text{год}$, що подається графітованим порожнистим електродом зануреним в шлаковий покрив, спостерігається періодичне утворення хвиль з незначною амплітудою. В той час, як лунка зони горіння дуги закрита, при чому газ не розриваючи шару шлаку розосереджено спливає у вигляді бульбашок.

Якщо попередні кадри ілюструють утворення спокійної ванни, то кадри зображені на рисунку 2.5 ванни з бурхливою поверхнею. Де в свою чергу відбуваються хвилеутворення з більшою амплітудою коливань, збурення шлакового покриву, відкриття лунки у зоні горіння дуги.

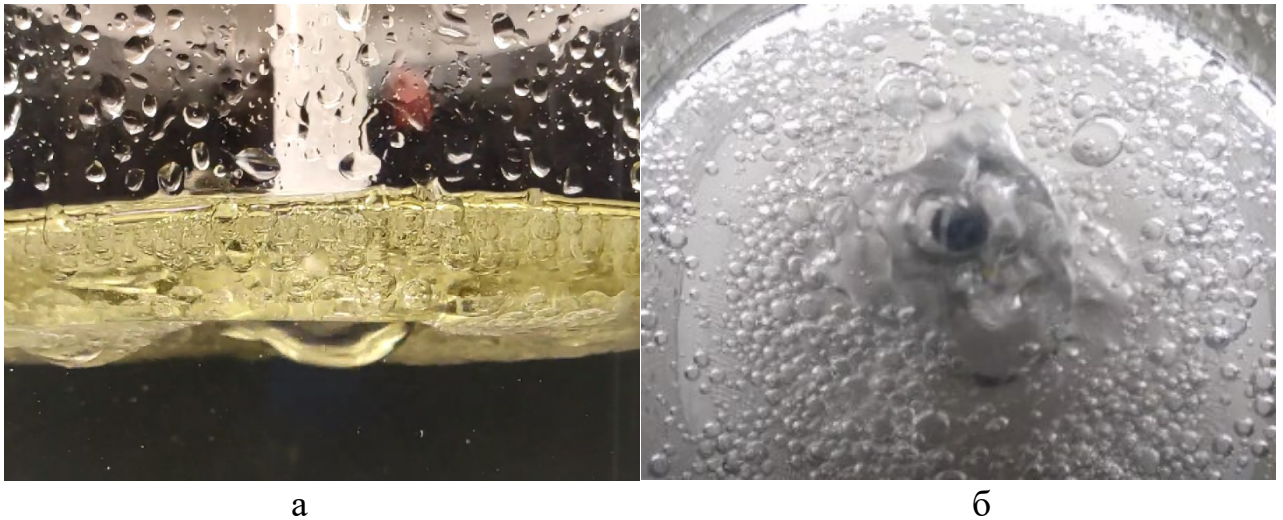


Рисунок 2.5 – Продувка через модель графітованого порожнистого електрода з об'ємною витратою газу $0,5 \text{ м}^3/\text{год}$ при висоті шлаку 14 мм:

а – вид збоку; б – вид знизу

Отримані кадри дозволили оцінити поведінку шлакового покриву (соняшникової олії) і металевої ванни (води) під час вдування газу каналом ГПЕ при позапічній обробці сталі на УКП за різних умов роботи агрегату.

2.3 Статистична обробка результатів фізичного моделювання

За отриманими даними, які наведено в підрозділі 2.2, є можливість визначити раціональні витрати газу під час його вдування каналом ГПЕ при позапічній обробці сталі на установці «ківш-піч» за різних умов роботи агрегату.

За результатами проведеного експерименту отримано та проаналізовано дані щодо залежності глибини лунки металу від витрат газу та висоти шлакового покриву. Виходячи з проведеного статистичного аналізу значущості коефіцієнтів регресії за критерієм Стюдента встановлено відсутність статистичної значимості параметру зміщення $lgI \cdot lg\Delta_{ш}$.

Статистичні показники математичних моделей (2.8) і (2.9) отриманих за результатами регресійного аналізу, наведено у таблицях 2.4 і 2.5.

$$H = 6,4 \cdot \frac{I^{0,6}}{\sqrt{\Delta_{\text{ш}}}}, \quad (2.8)$$

$$S = 7,3 \cdot I^{0,55} \cdot \Delta_{\text{ш}}^{0,30}. \quad (2.9)$$

Таблиця 2.4 – Статистичні показники математичної моделі (2.8) отриманої за результатами регресійного аналізу

Параметр	n	m	A
Коефіцієнти регресії	0,6328	–0,5071	6,4272
Стандартна похибка	0,0987	0,1057	0,1915
Критерій Стюдента t	6,412	4,796	4,219
Критична величина критерію Стюдента $t_{\text{кр}} (\alpha=0,05)$	2,052		
Множинний R	0,9623		
Коефіцієнт апроксимації R^2	0,9261		
Нормований R^2	0,8965		
Стандартна похибка для оцінки H	0,0531		
F-спостережне значення (F-статистика)	31,318		
F-розподіл вірогідності	0,0015		

Таблиця 2.5 – Статистичні показники математичної моделі (2.9) отриманої за результатами регресійного аналізу

Параметр	n	m	A
I	2	3	4
Коефіцієнти регресії	0,5527	0,2989	7,2815
Стандартна похибка	0,0460	0,0267	0,0388
Критерій Стюдента t	12,023	11,119	22,206
Критична величина критерію Стюдента $t_{\text{кр}} (\alpha=0,05)$	2,052		
Множинний R	0,9401		
Коефіцієнт апроксимації R^2	0,8838		
Нормований R^2	0,8770		
Стандартна похибка для оцінки S	0,0420		
F-спостережне значення (F-статистика)	129,31		
F-розподіл вірогідності	$1,2819 \cdot 10^{-16}$		

Використовуючи формули (2.1)–(2.5), які наведено у підрозділі 2.1, було встановлено, що для умов обробки сталі на УКП з суцільними графітованими електродами глибина лунки металу становить близько 40 мм. Виходячи з цього було побудовано графік залежності глибини лунки від безрозмірних імпульсу і висоти шлаку, який зображено на рисунку 2.6.

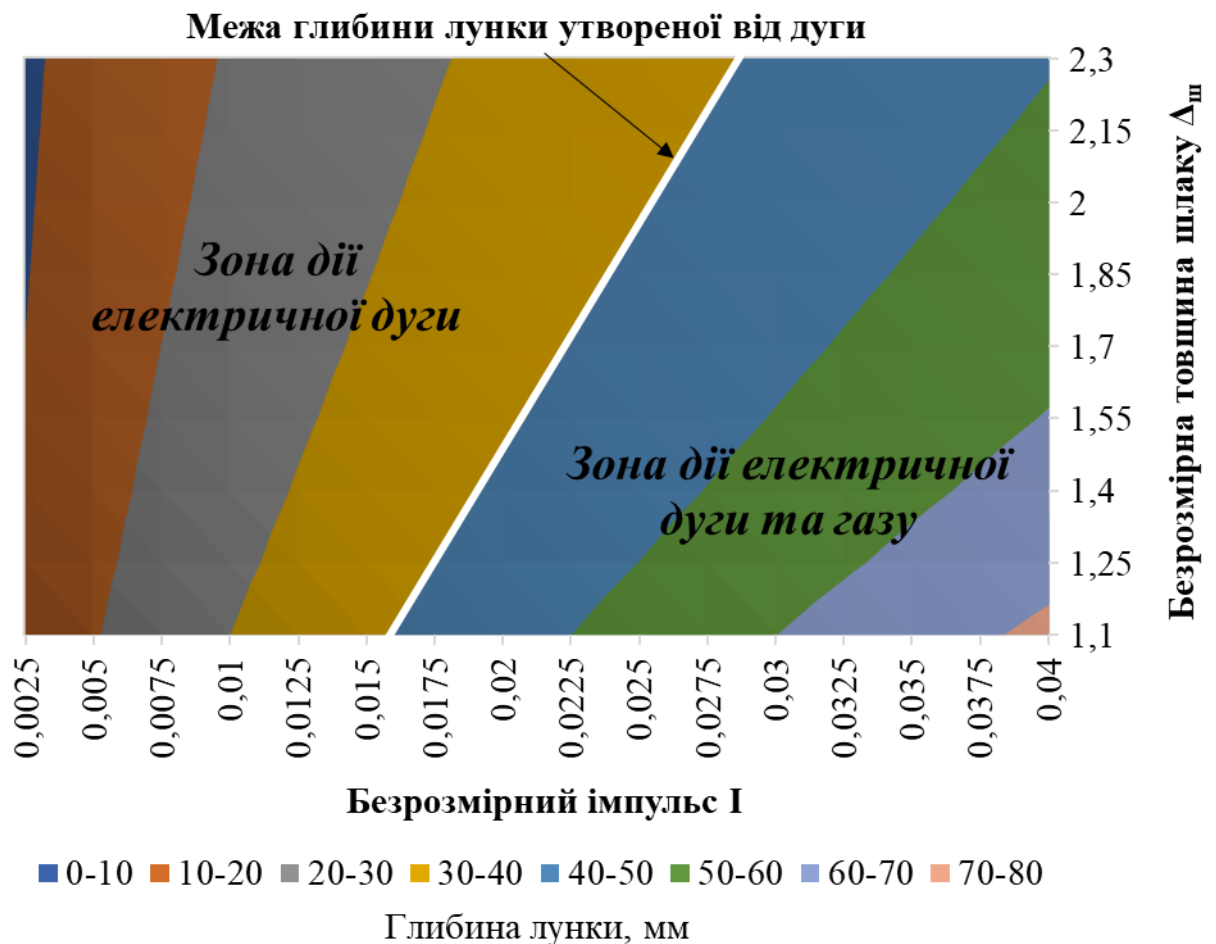


Рисунок 2.6 – Залежність глибини лунки від безрозмірних імпульсу і висоти шлаку

За отриманими даними було визначено, що величина безрозмірного імпульсу еквівалентного впливу електричної дуги залежно від товщини шлакового покриву знаходиться в межах $(16...28) \cdot 10^{-2}$. Залежність цього параметра від безрозмірної товщини шлаку описується рівнянням:

$$I_{\text{е.д.}} = 1,47 \cdot 10^{-2} \cdot \Delta_{\text{ш}}^{1,3}, \quad (2.10)$$

З графіку, зображеного на рисунку 2.6 та рівняння (2.10) видно, що межа яка показує імпульс дуги має практично лінійний характер. На відміну від результатів попередніх досліджень [57–60], де вивчався виключно вплив дуги на геометрію лунки, авторами було досліджено вплив імпульсу газового струменя інжектowanego каналом ГПЕ. Зокрема встановлено, що лунка яка утворена під електродом в зоні горіння дуги, при подачі газу збільшується з різною інтенсивністю, в залежності від висоти шлакового покриву. Збільшення лунки позитивно впливає на роботу ГПЕ, збільшивши площу контакту електричної дуги з металом, відповідно збільшивши кількість переданого теплоти випромінюванням або теплопередачею.

Таким чином, з урахуванням еквіваленту дуги моделі рівняння (2.8) і (2.9) приймають вид:

$$H = 6,4 \cdot \frac{(I_r + 1,47 \cdot 10^{-2} \Delta_{ш}^{1,3})^{0,6}}{\sqrt{\Delta_{ш}}}, \quad (2.11)$$

$$S = 7,3 \cdot (I_r + 1,47 \cdot 10^{-2} \Delta_{ш}^{1,3})^{0,55} \cdot \Delta_{ш}^{1,3}. \quad (2.12)$$

За отриманими моделями було побудовано графіки залежності площі і глибини лунки металу від витрат газу, який подається каналом ГПЕ в умовах обробки сталі на установці «ківш-піч» ємністю 250 т. Графік залежності площі лунки металу від витрат газу і висоти шару шлаку наведено на рисунку 2.7. Дивлячись на даний графік, можна зробити висновок, що без подачі газу площа утвореної лунки при висоті шлакового покриву 0,1 м. складає близько 0,19 м², а при висоті шлакового покриву 0,2 м – 0,21 м². Це відбувається як при використанні звичайних електродів, так і порожнистих та пояснюється тим, що при роботі електрода утворюється лунка від електричної дуги.

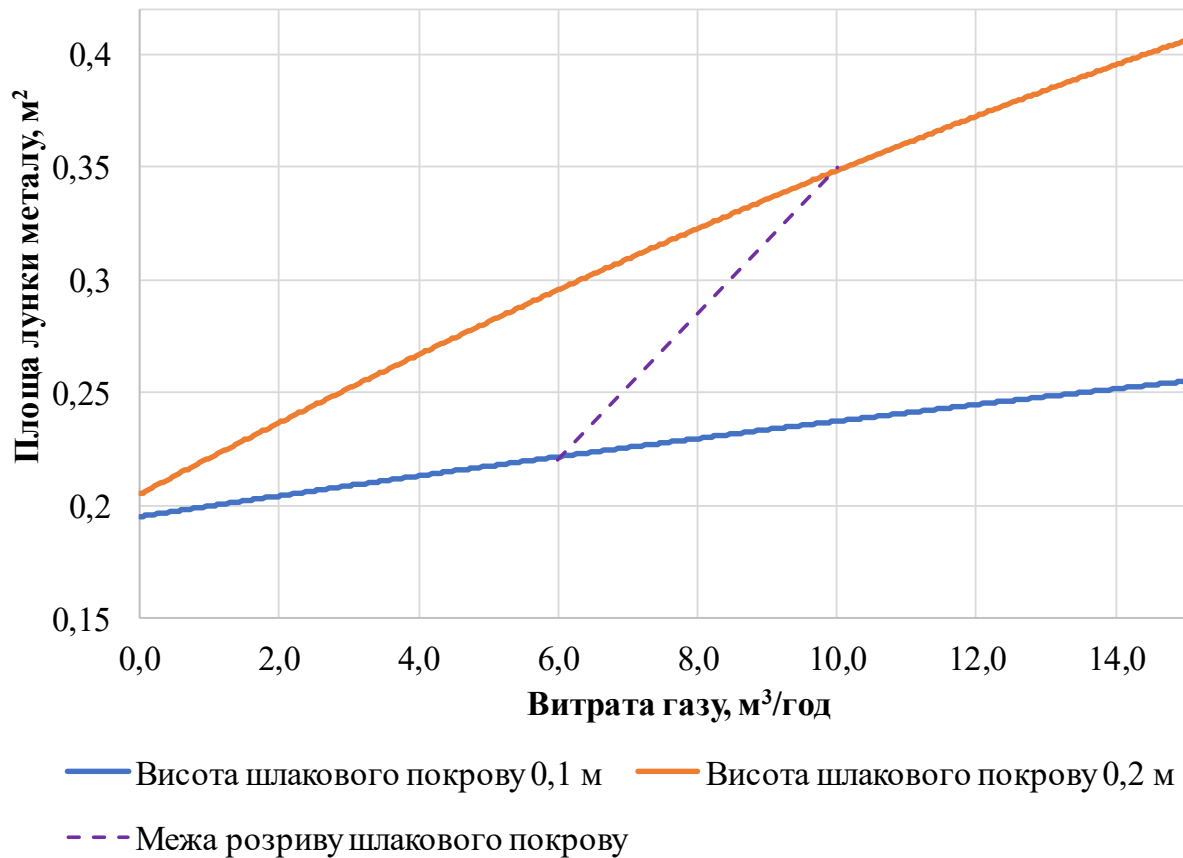


Рисунок 2.7 – Залежність площі лунки металу від витрат газу і висоти шару шлаку

Проаналізувавши графік зображений на рисунку 2.7, визначено, що для шлакового покриву висотою 100 мм раціональними витратами газу, що подається каналом ГПЕ є 3–6 м³/год, при цьому площа лунки складає 0,21–0,23 м². Для шлакового покриву висотою 200 мм раціональними витратами є від 6 до 10 м³/год, за яких площа лунки дорівнює 0,29–0,35 м². Запропоновані раціональні режими обробки сталі на УКП доповнюють вже відомі уявлення процесів формування металевої лунки при комплексному впливі електричної дуги і газового імпульсу. Це, у свою чергу, дозволяє уточнити закономірності теплообміну у піделектродній зоні.

Обмеження вище зазначених витрат газу обґрунтовані наступним: при високій інтенсивності вдування газу графітованим порожнистим електродом в навколоселектродній зоні буде відбуватися процес розриву шлакового покриву і лунка буде відкрита. Це уможливорює затягування крапель шлаку в метал, що

буде негативно впливати на роботу електрода. В свою чергу, при рекомендованих витратах газ, який подається каналом ГПЕ, розосереджено спливає, у вигляді бульбашок, не розриваючи шлак, що дозволяє тримати зону горіння дуги в закритому стані.

Графік залежності глибини лунки металу від витрат газу і висоти шару шлаку проілюстровано на рисунку 2.8.

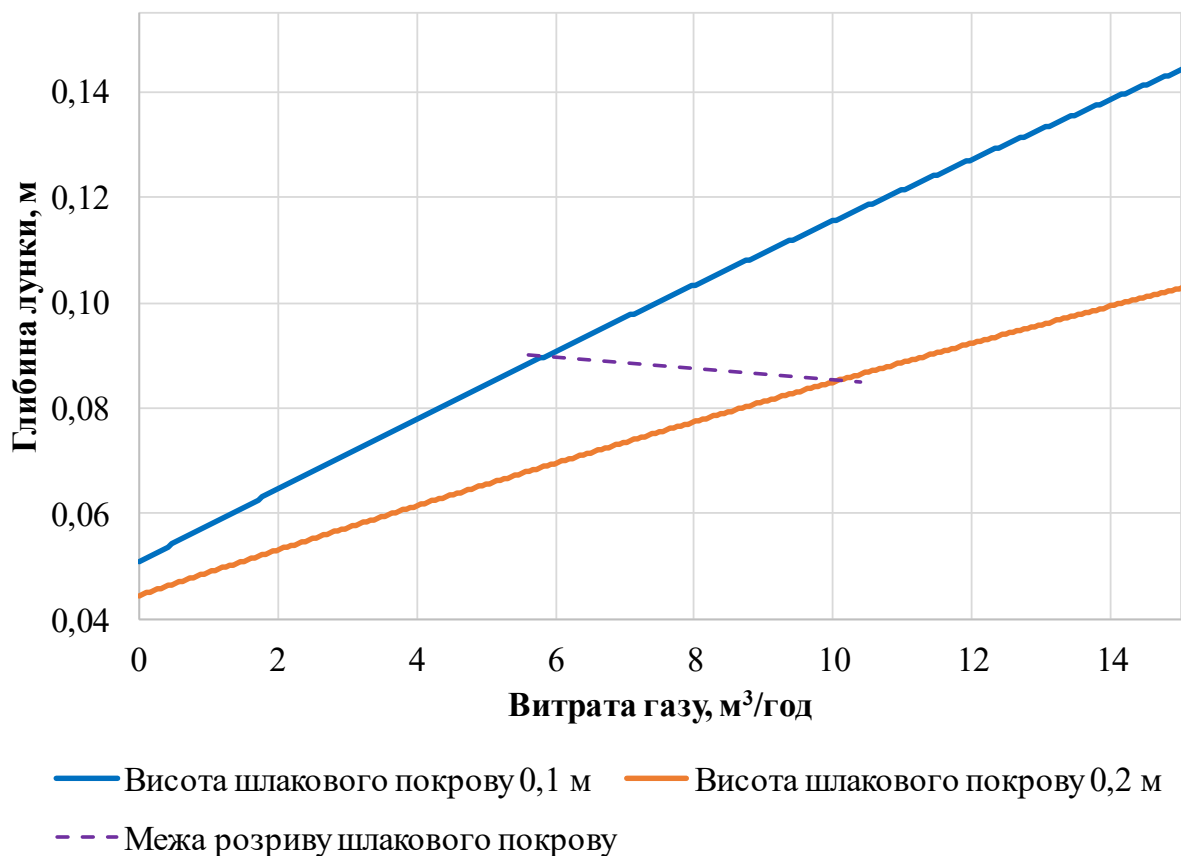


Рисунок 2.8 – Залежність глибини лунки металу від витрат газу і висоти шару шлаку

На даному графіку можна спостерігати аналогічну залежність, як і на попередньому графіку. При збільшенні витрат газу глибина лунки металу також збільшується, і для обраних за раціональні витрати газу вона становить від 66 до 85 мм при висоті шлаку 100 мм і 65–82 мм при висоті шлаку 200 мм. У цьому випадку лунка не занадто заглиблена, металева ванна у спокійному стані, газ віддаляється від реакційної зони та спливає у вигляді бульбашок. У

випадку збільшення інтенсивності вдування газу ванна знаходиться у неспокійному стані, шлаковий покров навколо зони горіння дуги відкривається, а лунка заглиблюється в металеву ванну. Це може призводити до «захливання» лунки металевим розплавом, що має негативний вплив на роботу енергетичного обладнання і власне графітованого порожнистого електрода при позапічній обробці сталі.

Слід наголосити, що проведене моделювання спрямоване на вивчення закономірностей формування окремої лунки. На практиці ж нагрів металу здійснюється трьома електродами, що призводить до утворення поряд трьох лунок, які через хвилювання рідкого металу можуть впливати одна на одну. Крім того, певний вплив на геометрію лунки може створювати рій бульбашок, які утворюються при продувці сталі через донні пористі вставки. Однак вплив цих факторів є мінімальним і може бути вивчений в процесі подальших досліджень.

Висновки по розділу 2

Виконані розрахунки геометричних параметрів лунки сформованої під дією електричної дуги без подачі газу, при позапічній обробці сталі на У КП. Для визначення глибини та радіусу, що лежить в основі лунки металу розраховано довжину дуги за обраних умов. Розраховано глибину лунки металу утвореної лише під дією розряду електричної дуги. Так глибина лунки при використанні суцільного електрода, за обраних параметрів, складає близько 40 мм.

Розраховано критерії подібності за якими розроблено план експерименту та створено експериментальну установку для холодного моделювання. Проведено фізичне моделювання на ізотермічній холодній моделі спільного впливу імпульсу дуги і газового струменя на геометричні параметри лунки.

За результатами проведеного фізичного моделювання отримані дані, щодо стану металевої ванни при продувці каналом графітованого порожнистого електрода, з витратами газу 3–20 м³/год і висоті шлакового покриву 100 – 200 мм, за умов позапічної обробки сталі на установці «ківш-піч». Дана оцінка поведінки шлакового покриву і металевої ванни при високій інтенсивності подачі газу, відмічені наступні ознаки: нестабільне існування металевої лунки в піделектродній зоні, збурення металевої ванни; розрив шлакового покриву навколо електрода.

За результатами проведеного експерименту були отримані дані щодо залежності глибини лунки металу від витрати газу та висоти шлакового покриву. Встановлено, що при вдуванні газу каналом графітованого порожнистого електрода площа лунки збільшується і залежить від висоти шлакового покриву і розташуванням ГПЕ над рівнем металевої ванни.

Отримані дані залежності площі лунки металу від витрат газу і висоти шару шлаку. В досліджуваному діапазоні витрат газу і висоті шлакового покриву, площа лунки змінювалась від 0,19 м² до 0,46 м², при цьому глибина

лунки становила від 0,04 м до 0,165 м. Спираючись на отримані залежності та поведінку шлакового покриву і металеві ванни, були запропоновані раціональні витрати газу який подається каналом ГПЕ. Так при висоті шлаку 100 мм вони складають 3–6 м³/год, а при висоті 200 мм – 6–10 м³/год.

За результатами проведеного фізичного моделювання отримані дані геометричних параметрів лунки, дозволять дослідити:

- термодинамічні умови дисоціації і відновлення оксидів металів в зоні горіння дуги;
- параметри температурного поля по всьому об'єму графітованого порожнистого електрода за різних режимів роботи УКП;
- теплообмін у системі «плазма-шлак-метал» з урахуванням зміни геометричних параметрів лунки за умов вдування газу каналом ГПЕ.

Розділ 3

МЕТОДИКИ І МЕТОДИ ЧИСЕЛЬНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ГРАФІТОВАНОГО ПОРОЖНИСТОГО ЕЛЕКТРОДА

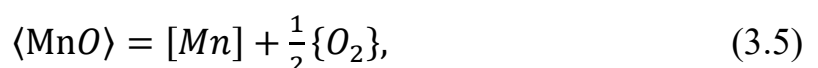
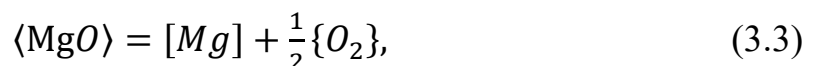
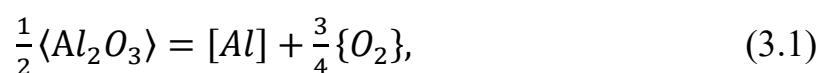
Виходячи з проведеного фізичного моделювання, для подальшого дослідження використання графітованого порожнистого електрода важливим є ретельне вивчення його впливу на теплову роботу на установці «ківш-піч». Отже, перед впровадженням таких технологій на УКП стоять складні виклики, пов'язані з оптимізацією процесів та отриманням значущих результатів від їхнього використання. Виходячи з цього вагоме значення має чисельне моделювання, яке дозволяє віртуально вивчати і аналізувати різні варіанти процесів та експериментувати з параметрами в безпечних умовах.

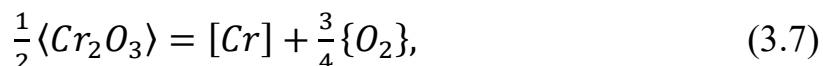
Розробка методик та проведення чисельного моделювання для вивчення процесів використання графітованого порожнистого електрода на УКП, дозволить: оцінити вплив параметрів оброки (інтенсивності подачі газу каналом порожнистого електрода та висоти шару шлаку) на технологічні показники роботи агрегата; дослідити термодинамічні умови дисоціації та відновлення оксидів металів за високих температур, в піделектродній зоні під час горіння дуги; отримати нові уявлення, щодо формування градієнту температур графітованого порожнистого електрода, за різних режимів обробки сталі в ковші; отримати дані щодо теплової роботи ГПЕ, а саме впливу вдування газу його каналом на кількість теплоти, що передається металевій ванні, показники густини теплового потоку від дуги до лунки металу в піделектродній зоні, частину теплоти отриману металом і шлаком та приріст температури.

3.1 Методика розрахунку термодинаміки процесів дисоціації та відновлення оксидів в зоні горіння дуги

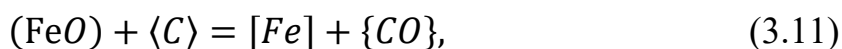
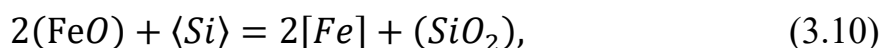
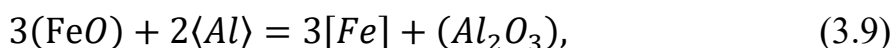
Під час позапічної обробки металу на установці «ківш-піч» однією з основних задач при виробництві якісних марок сталі є здійснення процесів рафінування, мікролегування, модифікування та видалення неметалевих включень (НВ). Проведення цих операцій зазвичай вимагає використання дорогих реагентів, зокрема чисті метали та феросплави на їх основі (кальцій, магній, силіцій, титан, хром та інші). Доцільною альтернативою є використання оксидів цих металів, які теоретично у піделектродній зоні відновлюватимуться до чистих елементів при їх інжекції каналом графітованого порожнистого електрода (ГПЕ) в потоці нейтрального газу. Процес одержання чистого компоненту може відбуватися як за рахунок дисоціації, так і за рахунок відновлення металами більш спорідненими до кисню.

Зважаючи на сказане вище, для подальшого аналізу було обрано наступні оксиди: Al_2O_3 , CaO , MgO , SiO_2 , MnO , TiO_2 , Cr_2O_3 , FeO . Далі наведено реакції дисоціації цих оксидів:





У якості відновників, для регулювання окисленості шлаку, було прийнято алюміній (Al), кремній (Si) і вуглець (C). Реакції відновлення монооксиду заліза цими компонентами вказані нижче:



Алюміній, кремній і вуглець можуть слугувати відновниками монооксиду заліза, якщо її хімічне споріднення до кисню більше, ніж у метала. Як відомо, мірою споріднення до кисню є зміна вільної енергії в реакції утворення оксиду з елементів [9].

Тому у разі вибору відновника необхідно порівняти ΔG° для реакцій (3.8) з (3.1), (3.4) та (3.12).



Наступним етапом за обраними системами було проведено чисельне моделювання аналізу термодинаміки реакцій дисоціації і відновлення оксидів. Розрахунки проводились в програмному продукті «HSCChemistry», а саме в розділі «Reaction Equations».

Далі було задано та урівняно рівняння реакцій, задано температурний діапазон протікання реакцій та крок розрахунку. Крок розрахунку обрано 100 °С, що дозволяє отримувати достатньо інформації на всьому проміжку інтервалу температур під час позапічної обробки сталі. Температурний діапазон відповідає максимальним значенням температури в піделектродній зоні під час позапічної обробки сталі на установці «ківш-піч». Розрахунок базується на визначені зміни енергії Гіббса (ΔG°) під час протікання реакцій дисоціації або відновлення в зазначеному температурному діапазоні 0–7000 °С [125].

3.2 Методика визначення градієнту температури графітованого порожнистого електрода під час позапічної обробки сталі

Розрахунок температурних полів графітованого порожнистого електрода з подачею через нього аргону при обробці на установці «ківш-піч», виконаний за допомогою програмного продукту для чисельного моделювання методом кінцевих елементів. Для опису теплових процесів, що відбуваються в процесі позапічної обробки сталі, було використано модуль, який дозволяє проводити розрахунки нестационарного теплообміну.

Розрахунок базується на вирішенні рівняння Фур'є-Кірхгофа з внутрішнім джерелом тепла, яке можна подати у вигляді диференціального рівняння енергії в декартовій системі координат:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{c \cdot p} \left(\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \right) + \frac{q_v}{c \cdot p}. \quad (3.13)$$

Основою диференціального рівняння для нескінченно малого елемента тіла є рівняння теплового балансу [126].

У зв'язку з різними тепловими режимами роботи УКП, моделювання нагріву електрода було розділено на 4 періоди.: I – нагрів, II – простій, III –

нагрів, IV – рафінування і заміна ковша. Періоди II та IV характеризуються відсутністю нагріву ГПЕ.

На першому етапі були задані початкові умови для розрахунку [113]: густина графіту – 1700 кг/м^3 , теплопровідність графіту задавалась функцією – $\lambda(t) = 162,82 - 0,0407t \text{ Вт/(м}\cdot\text{°C)}$, питома теплоємність графіту – $c(t) = 681,81 + 2,6673t - 0,0019t^2 + 5 \cdot 10^{-7}t^3 \text{ кДж/(кг}\cdot\text{°C)}$.

Для проведення розрахунків була створена тривимірна модель електрода з урахуванням його розмірів [78]: довжина – 1,8 м; діаметр електрода – 0,45 м; діаметр порожнистого каналу в електроді – 0,09 м.

Після створення 3D моделі ГПЕ, наступним кроком було накладення розрахункової сітки. Розрахункова сітка складалася з 16434 елементів та 72683 вузлів, що забезпечує більш точну інформацію на будь-якій ділянці тіла електрода.

Для проведення розрахунків нестационарної теплопередачі у кожному періоді позапічної обробки сталі було задано відповідні граничні умови. Для зовнішньої і внутрішньої поверхні ГПЕ і нижнього торця у всіх періодах використовувалися граничні умови III роду, а для верхнього торця – граничні умови II роду. Параметри теплообміну були розраховані за методикою [93]. На кожному наступному періоді враховувалося температурне поле ГПЕ, отримане в кінці попереднього періоду.

Передача теплоти конвекцією це дуже складний процес, який залежить від умов руху, умов обтікання газом твердих тіл різної геометричної форми і розмірів, а також явища теплопровідності.

Згідно з концепцією нестационарної передачі теплоти конвекцію [126], тепловіддача пов'язана з рухом газів і залежить від швидкості та частоти контакту газів з поверхнею нагрівання або охолодження. Однак, окрім процесу руху, фізичні властивості газів, форма і розміри твердого тіла також впливають на тепловіддачу через конвекцію.

У ламінарному одновимірному потоці відсутні поперечні переміщення макрооб'ємів газу. Тому передача теплоти конвекцією від потоку до поверхні

твердого тіла неможлива. У цьому випадку передача теплоти відбувається за допомогою теплопровідності всередині потоку, що підтверджується досвідом.

Таким чином, режим руху газу каналом графітованого порожнистого електрода характеризується числом Рейнольдса:

$$Re = \frac{w d_{\text{в.к.}}}{\nu_{\Gamma}}, \quad (3.14)$$

де w – середньовитратна швидкість газу, м/с; $d_{\text{в.к.}}$ – діаметр внутрішнього каналу ГПЕ, м; ν_{Γ} – коефіцієнт кінематичної в'язкості газу, м²/с.

Визначено, що для заданих умов газ рухається в ламінарному режимі, тому розрахунок коефіцієнта конвективної тепловіддачі усередині каналу проводимо для вимушеної конвекції в ламінарному режимі з числа Нуссельта.

Число Нуссельта розраховували за формулою [126]:

$$\overline{Nu}_{\Pi} = 0,15 Re_{\Pi}^{0,33} Pr_{\Pi}^{0,43} Gr_{\Pi}^{0,1} \left(\frac{Pr_{\Pi}}{Pr_{\text{ст}}} \right)^{0,25} \bar{\varepsilon}_l, \quad (3.15)$$

де $\bar{\varepsilon}_l$ – коефіцієнт що враховує зміну тепловіддачі уздовж каналу ГПЕ; $Pr_{\text{ст}}$ – число Прандтля для стінки (індекс «ст») та Pr_{Γ} – для потоку газу (індекс «п»); Gr_{Π} – число Грасгофа для потоку газу (індекс «п»).

Число Прандтля розраховували за формулою:

$$Pr = \frac{\nu_{\Gamma}}{a}, \quad (3.16)$$

де a – коефіцієнт температуропровідності, м²/с.

Число Грасгофа розраховували за формулою:

$$Gr = \frac{g \beta d_{\text{в.к.}} (T_{\Gamma} - T_{\Pi})}{\nu_{\Gamma}^2}, \quad (3.17)$$

де $g = 9,81 \text{ м/с}^2$ – прискорення вільного падіння; $(T_{\Gamma} - T_{\Pi})$ – різниця температур між газом і поверхнею, К; β – коефіцієнт об’ємного розширення газів, К^{-1} , що визначається за формулою:

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \left(\frac{d\rho}{dT} \right). \quad (3.18)$$

Конвекційний теплообмін здійснюється в умовах спільного протікання процесів конвективного і кондуктивного перенесення теплоти. Згідно з теорією Прандтля, в будь-якому потоці в безпосередній близькості від поверхні твердого тіла виникає тонкий граничний шар. Через ламінарний граничний підшар теплота передається теплопровідністю, а до нього теплота підводиться конвекцією.

Теплообмін між зовнішньою поверхнею вертикально встановленого електрода та атмосферою усередині УКП відбувається за рахунок вільної конвекції та випромінювання. Визначення коефіцієнта конвекційної тепловіддачі вільною конвекцією в діапазоні зміни $Gr_{\Pi} \cdot Pr_{\Pi} > 10^9$ (що відповідає турбулентному руху середовища) для зовнішньої поверхні вертикально встановлених ГПЕ розраховували з формули:

$$\overline{Nu} = 0,15(Gr_{\Pi} \cdot Pr_{\Pi})^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{Pr_{\Pi}}{Pr_{\text{ст}}} \right)^{\frac{1}{4}}. \quad (3.19)$$

Середній коефіцієнт тепловіддачі для нижнього торця графітованого порожнистого електрода в періоди без нагріву [126]:

$$\bar{\alpha} = A \sqrt[4]{t_{\text{ст}} - t_{\Pi}}, \text{ Вт/}(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С}), \quad (3.20)$$

де $A = 1,63$ коефіцієнт, для горизонтальних поверхонь, направлених донизу; $t_{\text{ст}}$ і t_{Π} – температури відповідно поверхні і навколишнього середовища віддалена від поверхні, $^\circ\text{С}$.

Для отримання даних про зміни температурного поля графітованого порожнистого електрода в процесі обробки металу на установці «ківш-піч», були виконані розрахунки основних теплофізичних показників процесу експлуатації електрода. Для розрахунку теплопередачі випромінюванням в граничних умовах приймалася ступінь чорноти матеріалу електрода 0,71 [113].

На останньому етапі були задані параметри розрахунку, такі як час кожного періоду (I період тривалістю 6 хв; II період – 4 хв; III період – 10 хв; IV період – 25 хв), крок розрахунку, мінімальна і максимальна його тривалість які задавались автоматично, виходячи з тривалості періодів. Для верхнього торця ГПЕ були обрані граничні умови II роду, при чому густина теплового потоку складає 0 Вт/м^2 , що відповідає випадку відсутності передачі теплоти через нього. А для решти поверхонь були задані граничні умови III роду. Температурні умови атмосфери УКП під час позапічної обробки сталі прийняті відповідно до загально відомих практик її експлуатації [78].

Відповідно до прийнятих періодів обробки металу, значення коефіцієнтів тепловіддачі $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ наведено у таблиці 3.1.

Таблиця 3.1 – Коефіцієнти тепловіддачі конвекцією, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$

Поверхня	Період			
	I (6 хв)	II (4 хв)	III (10 хв)	IV (25 хв)
Зовнішня поверхня ГПЕ	5	3,7	3,4	17
Внутрішня поверхня ГПЕ	1,6	–	1,8	–
Нижній торець ГПЕ	–	11	–	13

При виконанні розрахунку температурного поля ГПЕ враховано Джоулеве тепловиділення при проходженні змінного електричного струму об'ємом ГПЕ, виличну якого розраховували за виразом:

$$q_v = \frac{16 \cdot I^2 \rho}{\pi^2 (D_3^2 - D_B^2)^2}, \text{ МВт/м}^3, \quad (3.21)$$

де ρ – питомий електричний опір матеріалу електрода, Ом·м, I – струм дуги (для трифазного змінного струму діюче значення струму), А, D_3 і D_B – діаметр зовнішньої і внутрішньої поверхні ГПЕ, м.

Значення розрахунку Джоулевого тепловиділення для першого періоду обробки склали 1,11 МВт/м³ для третього 1,15 МВт/м³.

У періодах I та III більшість теплоти, що виникає під час горіння дуги, передається нижньому торцю електрода через випромінювання. Враховуючи високу температуру горіння дуги частка конвекційного теплопереносу є досить малою і нею знехтували.

Так як у II та IV періодах вдування газу каналом ГПЕ не здійснюється, то теплопередача відсутня оскільки температура поверхні каналу і газу в ньому є однаковими.

Результати розрахунку коефіцієнтів тепловіддачі узгоджуються з даними роботи [14] щодо їх величини за умов вільної та вимушеної конвекції у газовому середовищі.

3.3 Методика проведення дослідження теплової роботи графітованого порожнистого електрода установки «ківш-піч» при подачі нейтрального газу

За результатами попередніх досліджень впливу режимів вдування газу каналом порожнистого електрода встановлені емпіричні закономірності форми та розмірів лунки. Вочевидь зміна геометричних параметрів лунки має впливати на ефективність передачі теплоти від дуги, сформованої в піделеєктродній зоні на УКП, до металевого розплаву. Для оцінки цього впливу було проведено комп'ютерне моделювання, нестационарної теплопередачі у системі «плазма–шлак–метал».

В роботах [25, 119–131] висвітлено значну кількість різноманітних моделей, що застосовуються для проведення чисельних досліджень процесів, які пов'язані з перенесенням енергії, маси, імпульсу та заряду в плазмі електричної дуги.

Задля визначення впливу подачі газу каналом графітованого порожнистого електрода на ефективність засвоєння теплоти металом, було виконано порівняння варіантів позапічної обробки сталі на УКП з різними товщиною шлаку та відповідними їм витратами газу, що були запропоновані на попередньому етапі, та базовими варіантами без продувки з різною товщиною шлаку. У якості базових варіантів було обрано роботу звичайного графітованого електрода без подачі газу з висотою шлакового покриву 100–200 мм. Геометричні параметри лунки за даних умов було розраховано на попередніх етапах досліджень, з використанням моделей які наведені в роботах [119, 117, 118]. На наступному етапі були задані початкові умови для розрахунку теплообміну в системі плазма–шлак–метал, які наведені в таблиці 3.2.

Таблиця 3.2 – Початкові умови розрахунку теплообміну

Параметр	Сталь	Шлак
Температура t , °C	1600	1700
Густина ρ , кг/м ³	7000	3000
Теплопровідність λ , Вт/(м·°C)	60,5	0,45
Питома теплоємність, Дж/(кг·°C)	434	1100

За допомогою програмного продукту «Ansys», а саме в пакеті «DesignModeler» була створена 3D модель сталерозливного ковша з рідким металом і зоною лунки утвореної під дією електричної дуги та газу. Геометричні параметри 3D моделі ковша ємністю 250 т з рівнем металу в ковші 3,96 м і діаметром ванни 3,6 м. Для спрощення розрахунку було взято

третину від всього об'єму рідкої ванни у формі частини усіченого конусу з сектором кола у своїй основі, таким чином, що вісь електрода знаходилась на бісектрисі кута цього сектора. Згідно з даними роботи [6] висота шлакового покриву повинна бути близько 1,5 довжини дуги. Звідси можна зробити висновок, що висота установки графітованого порожнистого електрода над рівнем дзеркала металу дорівнює 70% висоти шлакового покриву. Геометричні параметри лунки базових варіантів та розроблених наведено у таблиці 3.3

Таблиця 3.3 – Геометричні параметри лунки

№	Витрати газу, що подається каналом ГПЕ, м ³ /год	Висота шлакового покриву $H_{шл}$, м	Глибина лунки $h_{л}$, м	Діаметр кола, що лежить в основі лунки $d_{к}$, м
1	Без подачі газу	0,1	0,05	0,495
2	Без подачі газу	0,2	0,04	0,495
3	3	0,1	0,07	0,499
4	4,5	0,1	0,08	0,502
5	6	0,1	0,09	0,507
6	6	0,2	0,06	0,608
7	8	0,2	0,07	0,626
8	10	0,2	0,08	0,644

Для отримання детальної інформації на будь-якій ділянці досліджуваної області 3D моделі рідкої ванни було накладено розрахункову сітку, яка складалася з 12098 елементів і 41368 вузлів. Граничні умови (г.у.) для розрахунку нестационарної теплопередачі для кожного варіанту задавались окремо. Для поверхні контакту електрода зі шлаком як при базових варіантах так і з подачею газу, задані граничні умови I роду, так як температуру на цьому проміжку графітованого порожнистого електрода було визначено на

попередньому етапі дослідження [132]. Для поверхонь шлаку і металу задано граничні умови III роду, які було розраховано за даними роботи [133].

Оскільки розрахункове число Грасгофа за даних умов становить 10^6 , то коефіцієнт конвекційної тепловіддачі визначали за формулою (3.22) для теплообміну при природній конвекції рідких металів.

$$Nu \equiv \frac{\alpha \cdot h}{\lambda} = 0,52 Gr^{\frac{1}{4}} \cdot Pr^{0,4}, \text{ при } Gr = 10^2 \dots 10^9 \quad (3.22)$$

де α – середній коефіцієнт тепловіддачі, Вт/(м²·°C), h – глибина каверни утвореної між металом і шлаком, λ – теплопровідність аргону при високих температурах [134, 135].

Gr – число Грасгофа розраховували за формулою

$$Gr = \frac{g \beta d_e^3 (T_{\text{атм}} - T_{\text{сер}})}{\nu_r} \cdot 10^{-3}, \quad (3.23)$$

де $g = 9,81$ м/с² – прискорення вільного падіння; $\beta = \frac{1}{T_{\text{пов}}}$ – коефіцієнт об'ємного розширення газів, К⁻¹; d_e – діаметр графітованого порожнистого електрода, м; $(T_{\text{атм}} - T_{\text{сер}})$ – різниця температур між атмосферою в зоні горіння дуги і середньою температурою поверхні металу та атмосфери, К; ν_r – коефіцієнт кінематичної в'язкості газу, м²/с.

Pr – число Прандтля розраховували за формулою:

$$Pr = \frac{\nu_r}{a}, \quad (3.24)$$

де a – коефіцієнт температуропровідності, м²/с.

Таким чином для розрахунку нестационарного теплообміну під час позапічної обробки сталі на УКП було прийнято наступні граничні умови, які наведено в таблиці 3.4.

Таблиця 3.4 – Граничні умови нестационарного теплообміну

Поверхня	Рід граничних умов	Коефіцієнт конвекційної тепловіддачі α , Вт/(м ² ·°C)	Температура оточуючого середовища $T_{\text{атм}}$, °C	Ступінь чорноти ε
Контакт шлаку з бічною поверхнею електрода	г.у. I-го роду	—	2500	—
Поверхня шлаку в зоні горіння дуги	г.у. III-го роду	8,07	4500	0,9
Поверхня металу в зоні горіння дуги	г.у. III-го роду	8,15	4500	0,4

Розрахунок приросту питомого тепловмісту Δi рідкої сталі через поверхню дзеркала металу (без урахування теплових втрат через стінки і днище ковша) за час нагріву при позапічній обробці на установці «ківш-піч» здійснювалась за формулою:

$$\Delta i = \frac{F}{m} \int q(\tau) d\tau, \text{ Дж/кг}, \quad (3.25)$$

де F – площа поверхні дзеркала металу, м²; m – маса сталі, кг; $q(\tau)$ – зміна у часі середньої величини густини теплового потоку на площі F , Вт/м²; τ – час, с. Площа поверхні дзеркала металу була визначена по заданим параметрам в пакеті «DesignModeler».

Оскільки за результатами розрахунку функцію середньої густини теплового потоку отримано у дискретному вигляді, то для розрахунку приросту питомого тепловмісту необхідно було застосувати метод чисельного інтегрування. З відомих методів було обрано метод Сімпсона через достатню

точність розрахунку і надійність результатів. Даний метод було реалізовано за допомогою програмного продукту Microsoft Excel.

Цей метод обчислення визначеного інтеграла оснований на заміні графіка підінтегральної функції не хордами, як в методі трапецій, а дугами парабол, осі яких паралельні осі Oy . Якщо відрізок інтегрування $[a;b]$ поділити на парну кількість рівних частин (тобто $n = 2m$) і позначити $y_k = f(x_k)$, де $x_k = a + \Delta x \cdot k$ – точки поділу, $k = 0, 1, 2, \dots, 2m$, тоді визначений інтеграл можна обчислити за формулою [136–138]:

$$\int_a^b f(x)dx \approx \frac{b-a}{6m} (y_0 + y_{2m} + 2(y_2 + y_4 + \dots + y_{2m-2}) + 4(y_1 + y_3 + \dots + y_{2m-1})), \text{ Дж/кг}, \quad (3.26)$$

Тут число точок поділу $2m$ довільно, але чим більше це число, тим точніша сума в правій частині рівності дає значення інтеграла.

Висновки по розділу 3

Виконані розрахунки термодинаміки процесів дисоціації та відновлення оксидів в зоні горіння дуги. Визначено склад системи для термодинамічного аналізу процесів дисоціації та відновлення оксидів в зоні горіння дуги; обрано рівняння реакцій з визначеної системи; обрано відновники для регулювання окисленості шлаку. Проведено чисельне моделювання процесу термодинаміки дисоціації і відновлення оксидів обраних систем.

Розроблено методику визначення градієнту температури графітованого порожнистого електрода під час позапічної обробки сталі. Проведено комп'ютерне моделювання методом кінцевих елементів за допомогою програмного продукту «Ansys» в розділі «Transient thermal» пакету «Workbench». Задано початкові умови розрахунку: густина, теплопровідність та теплоємність графіту. Створена 3D модель графітованого порожнистого електрода (довжина – 1,8 м; діаметр електрода – 0,45 м; діаметр порожнистого каналу в електроді – 0,09 м), на яку накладено розрахункову сітку, що складалася з 16434 елементів і 72683 вузлів. Задані граничні умови для розрахунку нестационарної теплопередачі: граничні умови III роду (для зовнішньої і внутрішньої поверхні ГПЕ і нижнього торця); граничні умови II роду (для верхнього торця). Визначено, що газ, який подається каналом ГПЕ, для заданих умов рухається в ламінарному режимі. Визначено, що теплообмін між поверхнею бокових стінок електрода та атмосферою усередині УКП відбувається за рахунок вільної конвекції та випромінювання.

Створено методику дослідження теплової роботи установки «ківш-піч» при використанні графітованого порожнистого електрода за умов подачі нейтрального газу його каналом. Задані граничні умови для розрахунку нестационарної теплопередачі: граничні умови I роду (для поверхні контакту електрода зі шлаком); граничні умови III роду (для поверхонь шлаку і металу задано). Проведено комп'ютерне моделювання нестационарної теплопередачі у системі «плазма–шлак–метал» в пакеті «DesignModeler» програмного

продукту «Ansys». Виконано порівняльний аналіз впливу товщини шлакового покриву і витрат газу на теплову роботу установки «ківш-піч». В програмному продукті Microsoft Excel проведено розрахунок приросту питомого тепловмісту сталі за допомогою метода Сімпсона.

Розділ 4

ОБРОБКА І УЗАГАЛЬНЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ ЧИСЕЛЬНОГО МОДЕЛЮВАННЯ

Дані отримані за допомогою будь-яких методів моделювання передують їх ретельному аналізу та обробці, що дає можливість сформулювати принципи роботи технологічного устаткування і визначити напрямки вдосконалення процесів з подальшим впровадженням нових технологій в металургійному виробництві.

Відповідно до розроблених методик, які наведено у розділі 3, проведено чисельне моделювання використання графітового порожнистого електрода на установці «ківш-піч» з метою з'ясування його впливу на термодинамічні процеси в піделектродній зоні за температур горіння дуги та теплову роботу агрегата. Аналіз отриманих даних дасть можливість оцінити ефективність експлуатації порожнистих електродів під час позапічної обробки сталі, а також провести порівняльну характеристику з базовим варіантом при використанні звичайних графітованих електродів. Завдяки цьому, в подальших дослідженнях, проведений аналіз створює практичні передумови для впровадження даної технології на підприємствах України та світу.

4.1 Результати дослідження термодинамічних параметрів процесів дисоціації та відновлення оксидів в зоні горіння дуги

Відповідно до методики наведеної у підрозділі 3.1 проведено чисельне моделювання процесів дисоціації і відновлення оксидів металів в піделектродній зоні під час горіння дуги. По отриманим даним побудовано графік залежності, який зображено на рисунок 4.1.

Відповідно до теорії О.О. Байкова [9, 139] процес відновлення відбувається в двох одночасно здійснюваних перетвореннях: первинної

реакції дисоціації оксидів з виділенням кисню та послідууючої реакції виділеного кисню з відновником. В ролі відновника виступає речовина, яка видаляє кисень з газової фази і підтримує його на такому рівні, при якому можлива дисоціація оксиду.

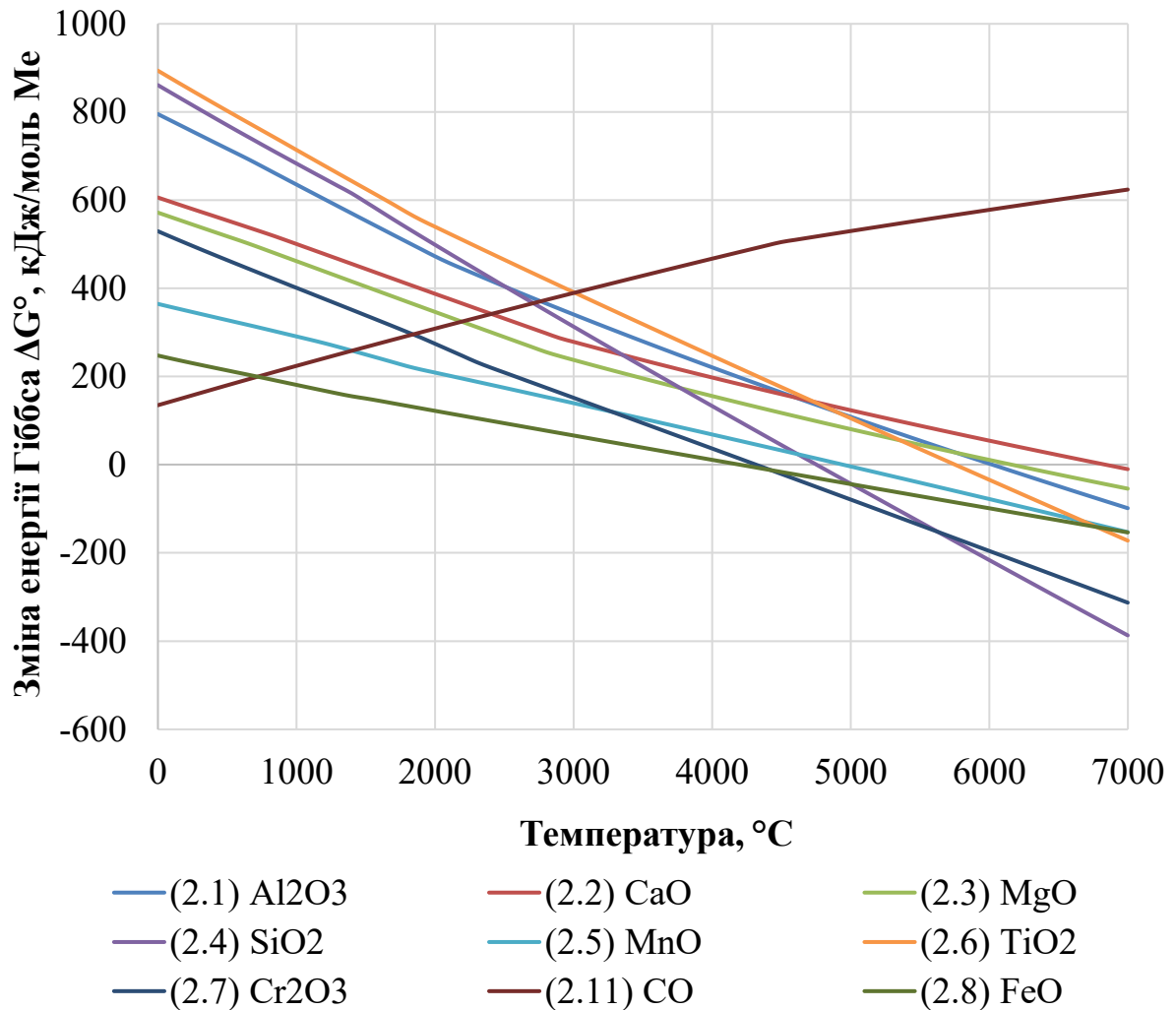


Рисунок 4.1 – Зміна енергії Гіббса реакцій дисоціації металевих оксидів в залежності від температури

Провівши аналіз отриманих даних (див. рис. 4.1) можна зробити наступний висновок, що вуглець за температур горіння дуги відновлює всі обрані оксиди металів. Наприклад, оксиди кальцію і магнію мають рівноважну температуру початку протікання реакції за участі вуглецю 2180 °C і 2300 °C відповідно, оскільки це є точками перетину кривих. За аналізом представленого графіка можна виокремити найбільш стійкі металеві оксиди у

системі «метал-шлак» у піделектродній зоні [132], серед яких: оксид титану, діоксид кремнію, оксид алюмінію, оксид кальцію і оксид магнію. Важливо також зазначити, що початок мимовільного протікання реакцій дисоціації оксидів спостерігається при температурі 4050 °С. Таким чином підтверджено мимовільне протікання реакцій в піделектродній зоні під час горіння дуги.

Виходячи із зазначеного вище, за рівняннями реакцій відновлення (3.9) – (3.11) було побудовано графік залежності зміни енергії Гіббса монооксиду заліза (FeO) від температури, за участю таких відновників як алюмінію (Al), кремнію (Si) і вуглецю (C). Дану залежність зображено на рисунку 4.2.

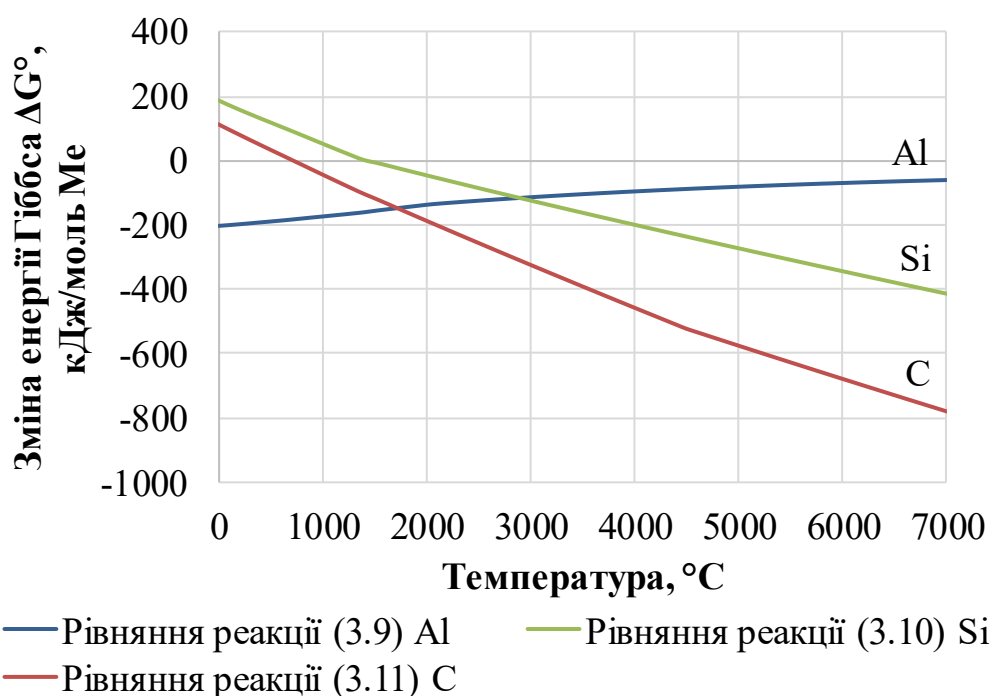


Рисунок 4.2 – Зміна енергії Гіббса реакцій відновлення монооксиду заліза (FeO) за участі алюмінію (Al), кремнію (Si) і вуглецю (C) в залежності від температури

Відповідно до зміни енергії Гіббса, початок протікання реакції відновлення монооксиду заліза вуглецем (3.11) та кремнієм (3.10) відбувається при температурі близько 800 °C і 1430 °C відповідно. Тоді як в діапазоні температур 3000 – 7000 °C в зоні горіння дуги ΔG° сягає значень від -270 до -

690 кДж/моль Ме для реакції (3.11) і від -123 до -417 кДж/моль Ме для реакції (3.10). Це має позитивний вплив на процес розкислення шлаку та десульфурацію сталі під час позапічної обробки на установці «ківш-піч». Стосовно рівняння реакції (3.9), в якій монооксид заліза відновлюється за допомогою алюмінію, спостерігається зміна енергії Гіббса постійно менше нуля у всьому діапазоні температур від 0 до 7000 °С. Це свідчить про можливість мимовільного протікання реакції за температур обробки сталі на установці «ківш-піч», а пояснюється тим, що алюміній має більшу спорідненість до кисню порівняно із залізом. У якості розкислювача шлаку алюміній є ефективнішим лише за низьких температур у порівнянні з вуглецем та кремнієм, оскільки за температур горіння дуги ΔG° коливається від -130 кДж/моль Ме при температурі 3000 °С, до -75 кДж/моль Ме при 7000 °С.

На рисунку 4.3 зображено порівняльну характеристику початку протікання реакцій відновлення і дисоціації оксидів металів.

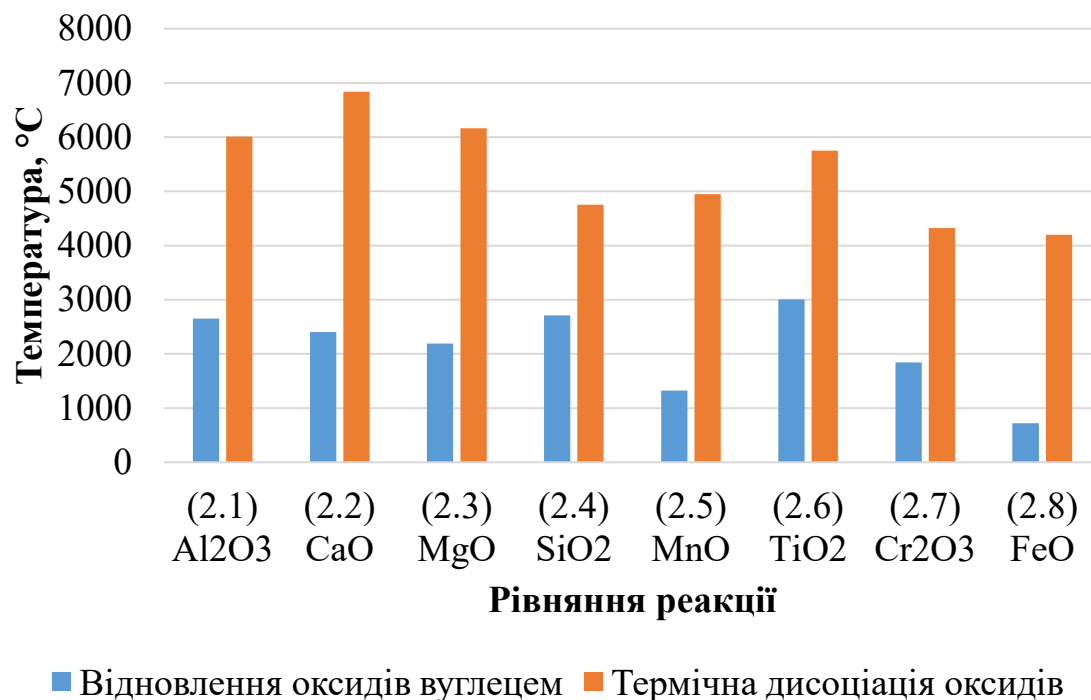


Рисунок 4.3 – Порівняння рівноважної температури початку протікання реакцій відновлення і дисоціації оксидів металу

За отриманими даними, для порівняння температури початку протікання реакції термічної дисоціації оксидів металів з відновленням оксидів вуглецем, побудовано дану гістограму, яка свідчить про те, що термічна дисоціація обраних оксидів має початкову рівноважну температуру від 4000–7000°C, що входить в проміжок температур в піделектродній зоні. У той час як відновлення оксидів металів вуглецем починається у діапазоні температур від 800 °C до 3000 °C.

4.2 Результати дослідження температурного градієнту графітованого порожнистого електрода за періодами обробки металу на установці «ківш-піч»

За результатами проведеного чисельного моделювання отримані дані щодо основних температурних характеристик графітованого порожнистого електрода. Загальна картина зміни температур в періоди нагріву (I і III) і витримки (II і IV) представлена на рисунку 4.4. Дослідження проводились відповідно до розробленої методики наведеної в підрозділі 3.2.

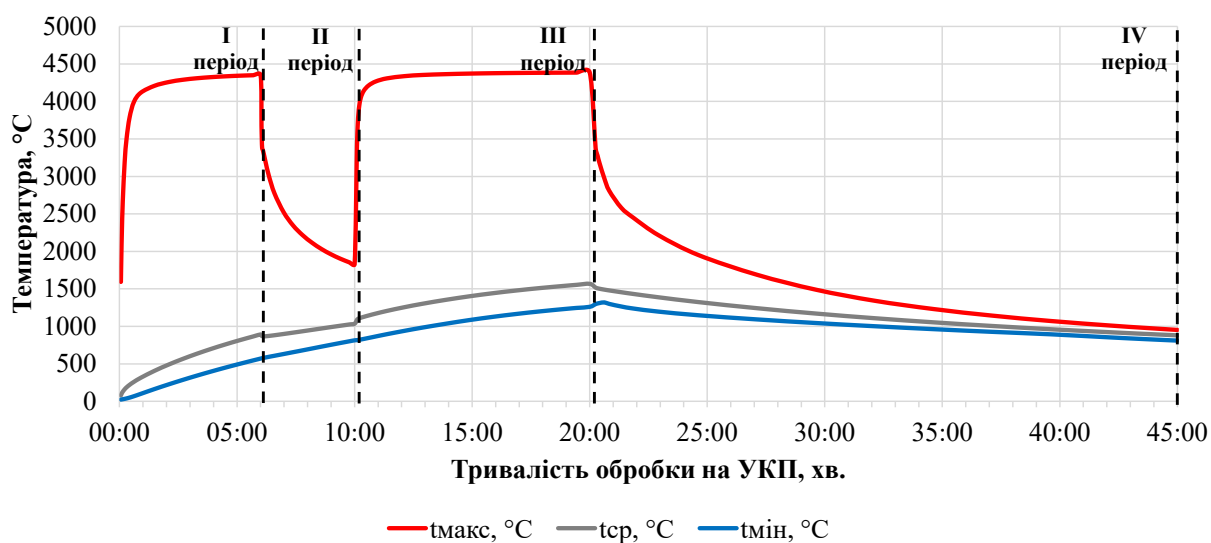
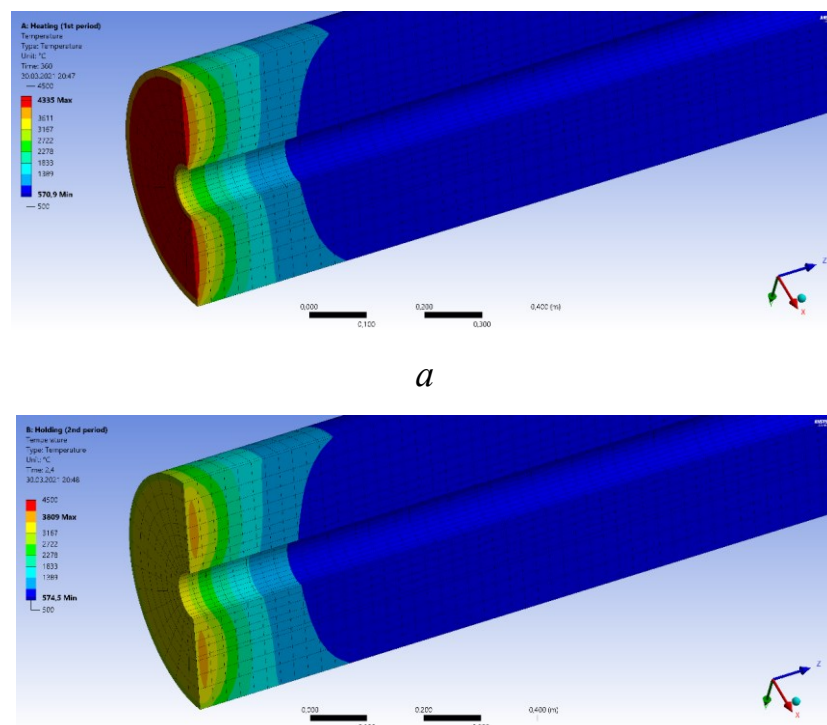


Рисунок 4.4 – Зміни температур в об'ємі ГПЕ в різні періоди обробки сталі на УКП

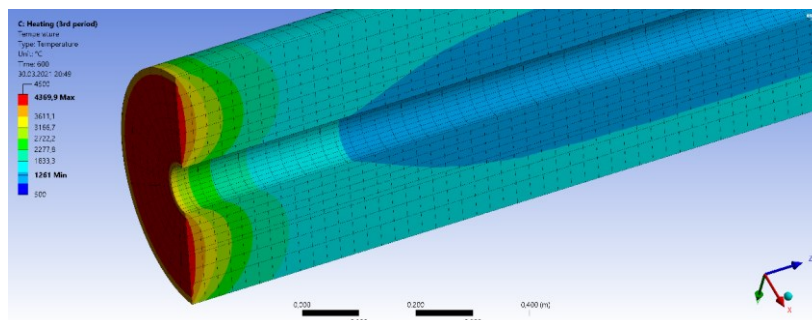
Проаналізувавши даний графік, можна сказати, що результати досліджень переконливо свідчать про досить суттєві зміни температурного поля електрода в залежності від періодів експлуатації і подачі нейтрального газу. Різкий приріст максимальних значень температури електрода, що спостерігається на початку I і III періоду нагріву, є наслідком великої різниці температур дуги і торця електрода в подальшому процес нагріву електрода уповільнюється.

Протилежна картина спостерігається у II та IV періодах після припинення нагріву металу (див. рис. 4.4). Висока різниця температур зовнішнього середовища і нижнього торця електрода сприяє швидкому охолодженню останнього. Додатковий вплив на швидке охолодження електрода має високий градієнт температур по його довжині (див. рис. 4.5). Через стрімке охолодження торця електрода різниця температур між ним і навколишнім середовищем зменшується, уповільнюючи його охолодження.

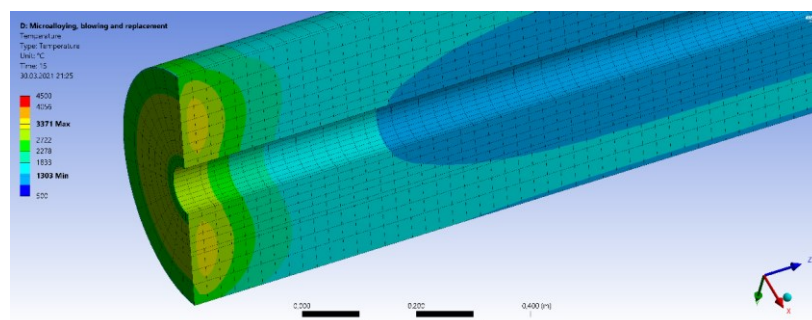
На рисунку 4.5 представлено температурне поле 3D моделі ГПЕ у кожному періоді обробки сталі на установці «ківш-піч».



б



в



г

Рисунок 4.5 – Модель ГПЕ в поздовжньому розрізі за I, II, III і IV період позапічної обробки сталі: а – I період; б – II період; в – III період; г – IV період.

Мінімальна температура завжди спостерігалася на найвіддаленішій ділянці від зони горіння дуги, тобто на верхньому торці біля каналу ГПЕ. Оскільки збільшення мінімальної температури носить практично лінійний характер, то можна зробити висновок, що віддалені від дуги ділянки електрода нагріваються переважно за рахунок Джоулевої теплоти. Теж саме можна сказати про середньо масову температуру. Максимальні значення температури ГПЕ спостерігаються в області нижнього торця електрода оскільки джерелом теплоти нагріву цієї частини є саме електрична дуга. Це досить добре можна спостерігати на рисунку 4.5, а, в.

Також за допомогою чисельного моделювання отримано дані щодо температурного розподілу по довжині електрода на зовнішній і внутрішній поверхні. Дані зміни температури по довжині електрода наприкінці періодів нагріву металу на установці «ківш-піч» наведені на рисунку 4.6.

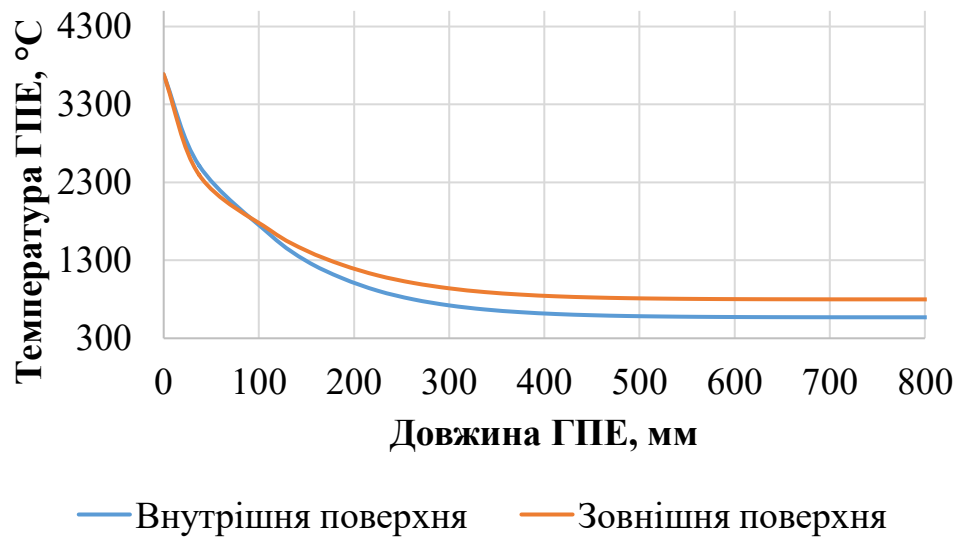
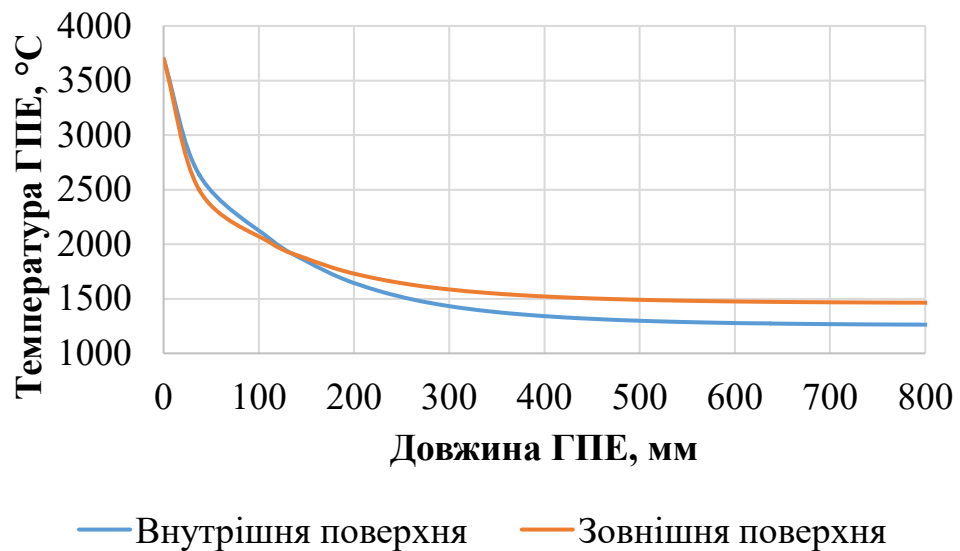
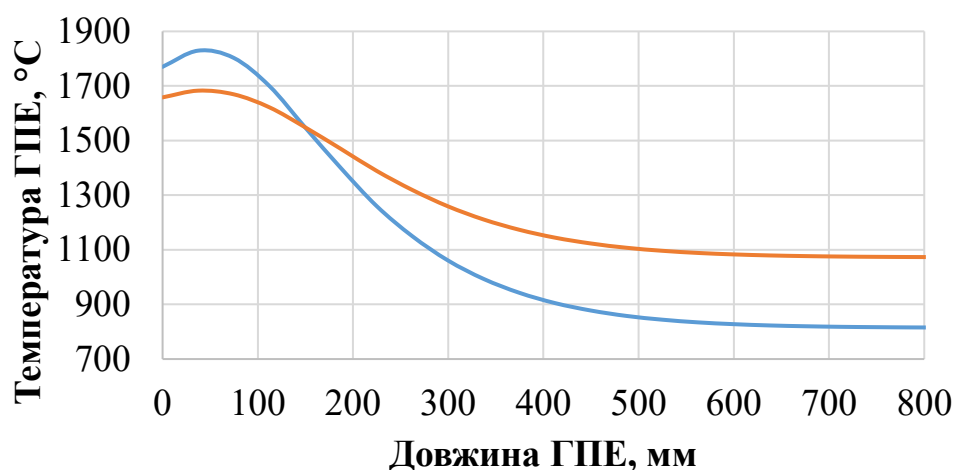
*a**б*

Рисунок 4.6 – Зміна температури на зовнішній і внутрішній поверхні ГПЕ по його довжині за періоди обробки сталі: *a* – I період; *б* – III період

Проаналізувавши даний графік, встановлено, що в періодах нагріву відзначений істотний градієнт температур по довжині електрода, який спостерігається тільки на проміжку 350 мм від нижнього торця. Значення градієнту температури для першого періоду досягало 8,29 °C/мм, а третього до 6,57 °C/мм, далі температурні значення розподіляються порівняно рівномірно

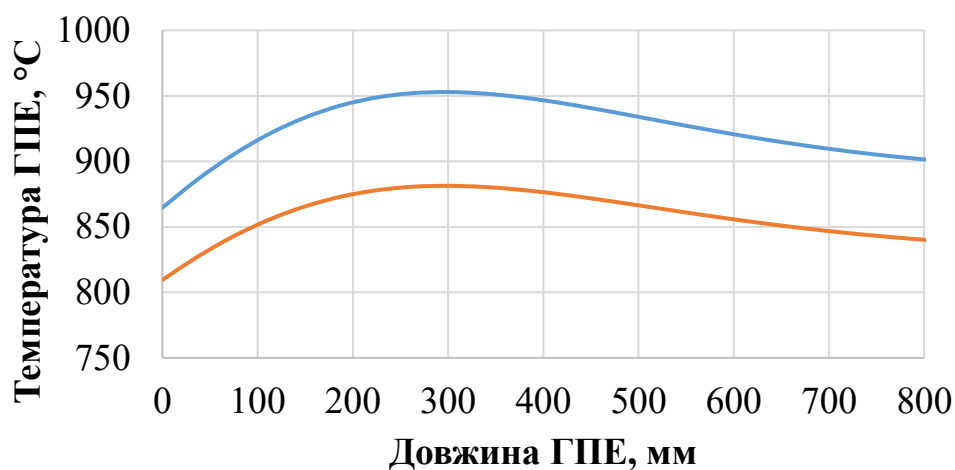
по всій довжині електрода. Різниця абсолютних значень температур у цих періодах пояснюється процесом акумуляції теплоти, яка отримана електродом в першому періоді.

Значення зміни температури поверхні графітованого порожнистого електрода без подачі електроенергії і нейтрального газу приведені на рисунку 4.7.



— Внутрішня поверхня — Зовнішня поверхня

а



— Внутрішня поверхня — Зовнішня поверхня

б

Рисунок 4.7 – Зміни температури на зовнішній і внутрішній поверхні ГПЕ по його довжині наприкінці: *а* – II періоду; *б* – IV періоду

Визначено, що у II і IV періодах, яким характерне охолодження електрода, формуються локально перегріті зони на відстані 30 – 80 мм від нижнього торця ГПЕ. Встановлено, що локально перегріта зона має форму сплющеного уздовж осі тора, що показано на рисунку 4.5, б, г. Розрахований градієнт температури в горизонтальній площині від епіцентру тора складав: до внутрішньої поверхні 0,38 °C/мм; до зовнішньої поверхні 3,61 °C/мм; і вертикальній площині до торця електрода 1,47 °C/мм. Досить високі значення градієнту температури пояснюється тим, що відбувається перерозподіл теплоти, накопиченої в періоди нагріву торцевою зоною електрода.

Різниця абсолютних значень температур у II і IV періодах пояснюється тривалістю цих періодів, та умовами в яких знаходиться ГПЕ. В IV періоді відбувається заміна ковша, під час цієї операції електроди знаходяться тривалий час поза зоною атмосфери установки «ківш-піч», що призводить до більш рівномірного розподілу теплоти по об'єму ГПЕ.

Отримані дані температурних значень як бічної поверхні електрода так і внутрішньої свідчать про досить складний характер формування зон нагріву і охолодження, особливо при переході з одного режиму до іншого. Також, можна відмітити тенденцію незначних змін теплофізичних характеристик електрода на встановленій ділянці від нижньої частини електрода. Подача нейтрального газу через отвір в електроді дещо покращує охолодження лише внутрішньої частини електрода і в періодах без подачі електроживлення.

Дані про температурне поле графітованого електрода під час його експлуатації при позапічній обробці сталі на УКП дозволяють здійснити розрахунки оптимальних режимів подачі газової суміші через канал електрода на різних етапах позапічної обробки. Подача газів дозволить зменшити температурні навантаження на електрод, оскільки в роботі[54] приводять дані результатів подачі газів без визначення їх впливу на процес нагріву самого електрода.

Згідно виконаного чисельного моделювання отримані нові дані по формуванню локально перегрітої зони в нижній частині електрода. Визначені параметри цієї зони і показано вплив розподілу температури в процесі експлуатації електрода без електричного навантаження, що має місце в процесі обробки сталі на установці «ківш-піч». На відміну від робіт [104, 105] де приводять дані результатів роботи електрода в режимі постійного горіння електричної дуги, що не в повній мірі відповідає умовам обробки металу на установці «ківш-піч».

Температурне поле ГПЕ може дещо відрізнитися при зміні розмірів електрода, тривалості кожного періоду обробки, та їх кількості, а також потужності трансформатора. Зокрема зменшення або збільшення розмірів електрода хоча й не вплине на розподіл температури, однак призведе до змінення її величини особливо на поверхні каналу. Натомість, зміна тривалості обробки впливає на розподіл температури, та на її величину наприкінці кожного періоду. Потужність трансформатора впливає на температуру горіння дуги та на величину Джоулевої теплоти, що вплине на середньомасову температуру, швидкість нагріву та загальне температурне поле графітованого порожнистого електрода.

Зміна витрати газу та його типу не буде суттєво впливати на температурне поле ГПЕ, оскільки за умов обробки низька витрата будь-якого газу буде забезпечувати стійкий ламінарний режим його руху. Це забезпечить майже незмінну величину коефіцієнта конвекційної тепловіддачі.

Однією з опцій застосування ГПЕ є подача каналом сипких матеріалів для обробки сталі (розкислення, легування, десульфуріяція, мікролегування). В ході цього аналізу було визначено температурні умови в каналі електрода, які дозволяють розраховувати нагрів сипких матеріалів різного складу та властивостей, що рухаються цим каналом. Також можливо визначити оптимальну фракцію сипких матеріалів для безперешкодного руху каналом ГПЕ, забезпечивши швидкий нагрів та засвоєння їх металом.

4.3 Теплова робота установки «ківш-піч» при використанні графітованого порожнистого електрода

Отримані моделі, за результатами фізичного моделювання, для описання форми і розмірів лунки, які наведено у підрозділі 2.3, дозволили дослідити теплообмін у системі «плазма-шлак-метал» з урахуванням зміни геометрії лунки та утворення додаткових конвекційних потоків через вдування газу каналом графітованого порожнистого електрода.

За результатами моделювання отримано дані розподілу густини теплового потоку через криволінійну поверхню лунки металу та поверхню шлаку в піделектродній зоні при обробці сталі на установці «ківш-піч», відповідно до розробленої методики наведеної в підрозділі 3.3. Даний розподіл зображено на рисунку 4.8 у вигляді різнонаправлених векторів на 3D моделі піделектродної зони при позапічній обробці металу на УКП за умов висоти шлаку 100 мм і витрат газу який подається каналом ГПЕ 3 м³/год.

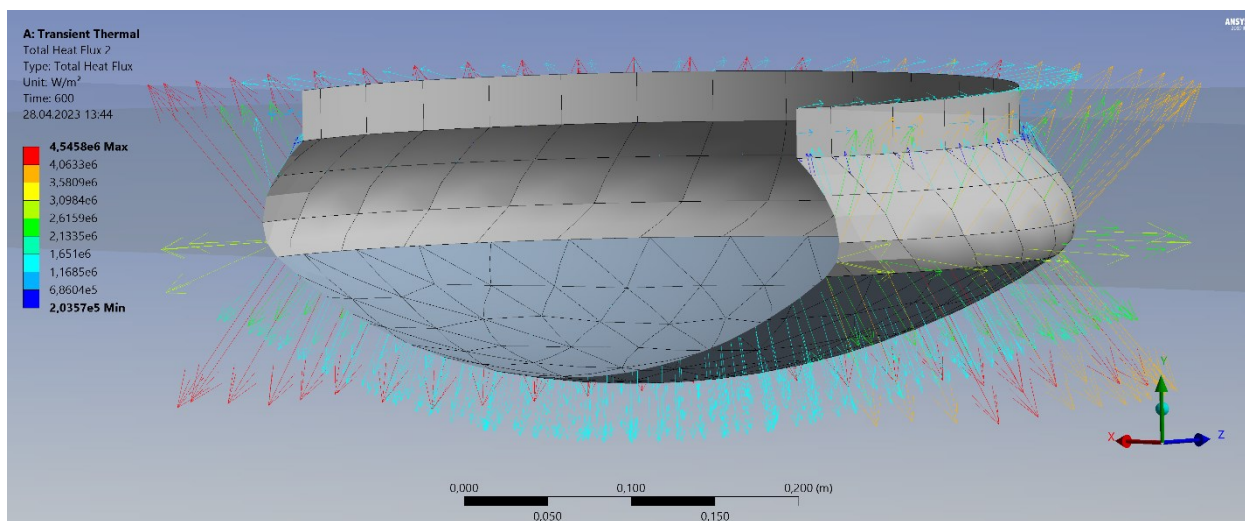


Рисунок 4.8 – Розподіл густини теплового потоку через поверхню сталі і шлаку в піделектродній зоні

Встановлено величину та основні напрямлення векторів розподілу густини теплового потоку, з яких більша частина направлена через

криволінійну лунку, утворену під дією електричної дуги, в об'єми металеві ванни та шлакового покриву.

За отриманими даними розподілу, окремо через поверхню лунки металу і поверхню шлаку побудовано графік розподілу середньої густини теплового потоку для випадку з витратами газу $3 \text{ м}^3/\text{год.}$, який подається каналом графітованого порожнистого електрода, та висотою шлакового покриву 100 мм , який зображено на рисунку 4.9.

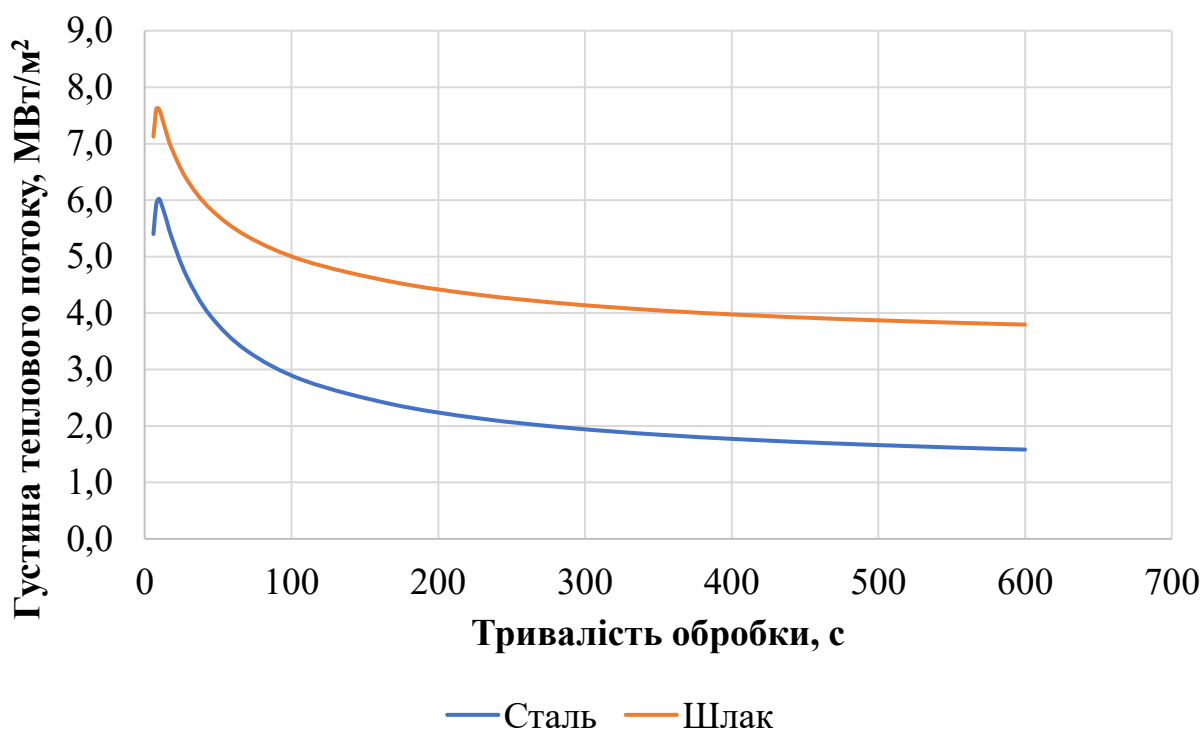


Рисунок 4.9 – Зміна середньої густини теплового потоку через поверхню сталі і шлаку в піделектродній зоні

З даних які зображені на цьому графіку видно, що на початку обробки густина теплового потоку різко зростає і досягши свого піка ($6,04 \text{ МВт/м}^2$ через поверхню сталі та $7,71 \text{ МВт/м}^2$ через поверхню шлаку) починає знижуватися. Це явище пояснюється тим, що на початку роботи електродугового пристрою температура поверхонь рідкої сталі та шлаку в зоні горіння дуги стрімко зростає, що і призводить до різкого підвищення густини теплового потоку. В подальшому густина теплового потоку, досягнувши свого

піка, плавно зменшується за рахунок розосередження температури з поверхонь сталі та шлаку в їх загальні об'єми.

Дана залежність є актуальною як для сталі так і для шлаку, за відмінністю того, що густина теплового потоку до шлаку більше ніж до сталі через його вищу ступінь чорноти.

За розрахунком приросту питомого тепловмісту рідкої сталі через поверхню дзеркала металу було визначено частини теплоти, які передаються металу окремо випромінюванням та конвекційною теплопередачею. Вплив витрат газу, який подається каналом графітованого порожнистого електрода, на частину теплоти, що передається металу конвекційною теплопередачею в зоні горіння дуги під час роботи установки «ківш-піч» зображено на рисунку 4.10.

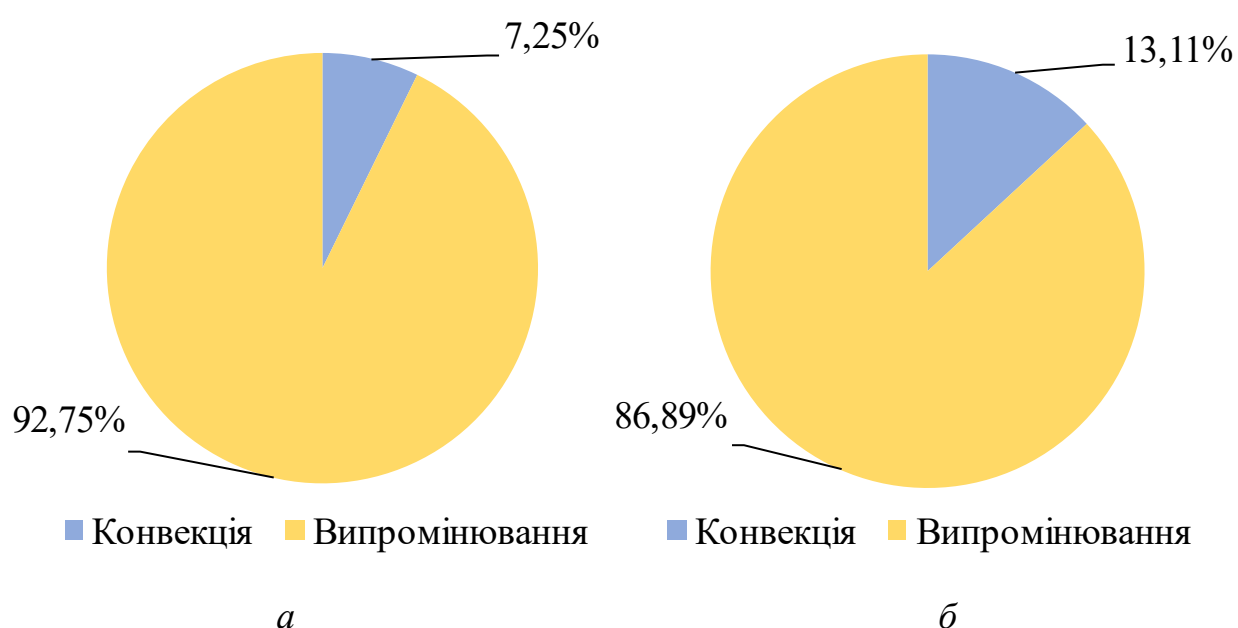


Рисунок 4.10 – Порівняння кількості теплоти, що передається металу конвекцією і випромінюванням, для різних витрат газу:

а – 3 м³/год; *б* – 10 м³/год.

Досліджуваний інтервал витрат газу, який було визначено в попередньому розділі, для висоти шлакового покриву 100 мм складав від 3 до 6 м³/год., при цьому частина теплоти, що передається металу конвекційною

теплопередачою дорівнює 7,03–11,97 %, а для висоти шлакового покриву 200 мм і витратах газу 6–10 м³/год, частина теплоти складала відповідно – 8,98–13,01 %. Визначено, що частина теплоти, яка передається металевій ванні конвекцією, під час роботи електродугового пристрою на УКП, зростає зі збільшенням витрат газу, що подається каналом ГПЕ. Дана залежність характерна для висот шлакового покриву 100–200 мм. Відмінність полягає у тому, що при більшому наведеному шлаковому покриві при однакових витратах частина теплоти переданої конвекцією буде меншою. Це явище пояснюється тим, що при збільшенні об'єму шлакового покриву, збільшується висота положення торця електрода над рівнем металевої ванни такою мірою, щоб її значення дорівнювали 70% висоти шару шлаку, що й призводить до погіршення конвекційної теплопередачі.

Також за отриманими даним було розраховано та побудовано діаграми відсотка теплоти поглинутої металевою ванною і шлаковим покривом при використанні звичайного ГЕ без подачі газу та порожнистого ГЕ, з подачею газу його каналом 4,5 м³/год і 8 м³/год при висоті шару шлаку 100 мм і 200 мм відповідно.

Порівняння попередньо зазначених режимів, з висотою шлакового покриву 100 мм, візуалізовано на круговій діаграмі яку зображено на рисунку 4.11.

Під час використання звичайного електрода, без подачі газу, частина отриманої корисної теплоти металом сягає 81,17 %, а шлаком – 18,83 %. А при використанні графітованого порожнистого електрода з подачею газу каналом останнього, частина корисної теплоти отриманої металом зростає на 1,83 % і при цьому вона дорівнює 83,00 %, а шлаком, відповідно – 17,00 %. Частина поглинутої металом теплоти під час подачі газу каналом порожнистого електрода зростає за рахунок збільшення корисної площі поверхні теплообміну.

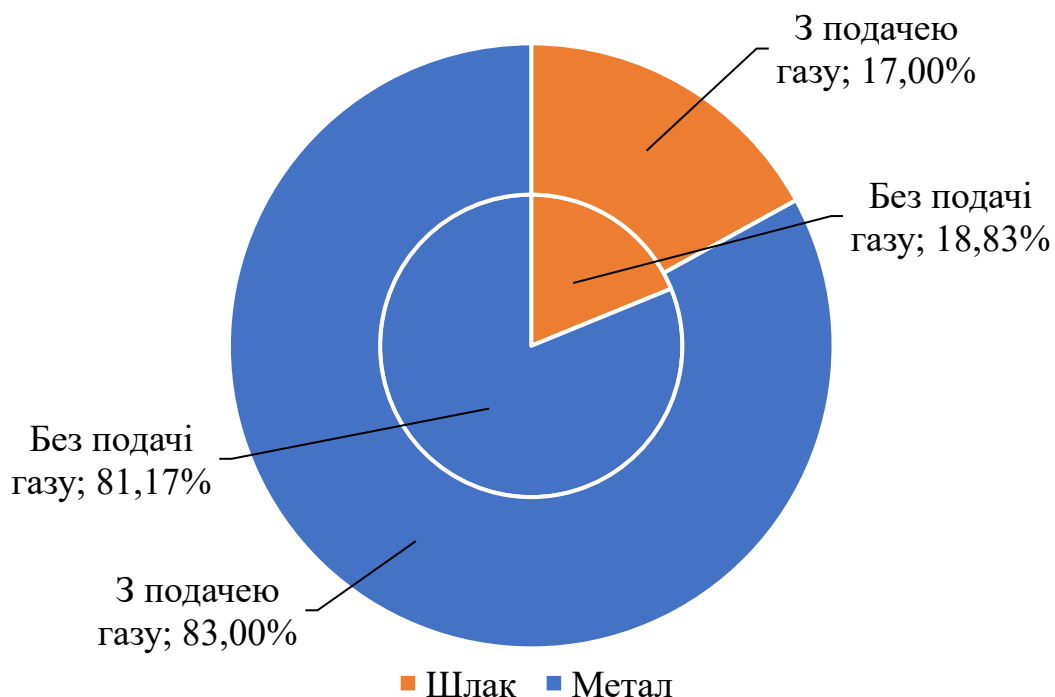


Рисунок 4.11 – Порівняння частин поглинутої теплоти металом і шлаком під час вдування газу каналом ГПЕ та без нього при висоті шлакового покриву 100 мм

Далі наведено порівняння частин теплоти яку поглинули шлак і метал під час вдування газу каналом графітованого порожнистого електрода, та під час використання звичайного електрода без подачі газу в піделектродну зону, при висоті шлакового покриву 200 мм (див. рис. 4.12).

Подібно з попередньою діаграмою видно, що частина теплоти, яку поглинув метал під час використання звичайного електрода менша ніж при подачі газу каналом ГЕ. Так, кількість переданої до металу теплоти, без подачі газу дорівнює 66,63 %, а до шлакового покриву – 33,37 %, тоді як при подачі газу в піделектродну зону, частина теплоти засвоєної металевною ванною збільшилась на 7,25 % і дорівнює 73,88 %, а до шлаку зменшилась до 26,12 %. Збільшення маси шлаку забезпечує більш ефективне засвоєння теплоти отриманої металевною ванною, за рахунок зменшення теплових втрат в атмосферу печі.

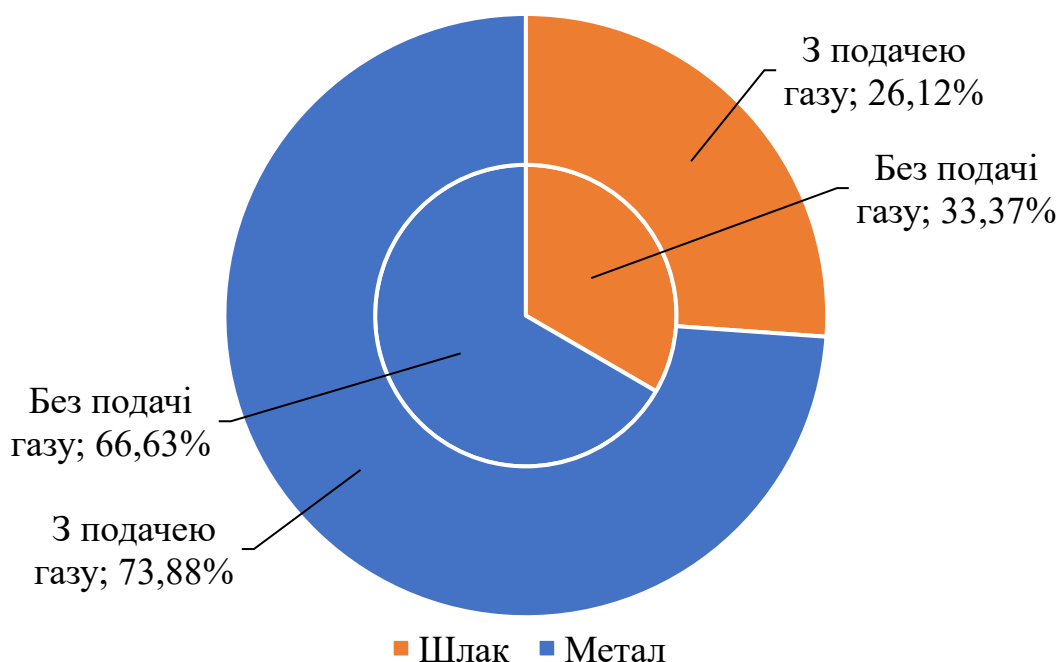


Рисунок 4.12 – Порівняння частин поглинутої теплоти металом і шлаком під час вдування газу каналом ГПЕ та без нього при висоті шлакового покриву 200 мм

На рисунку 4.13 відображено вплив витрат газу і висоти шару шлаку на приріст температури сталі під час подачі газу через графітований порожнистий електрод, при позапічній обробці сталі на установці «ківш-піч».

За вищезазначеними даними досліджуваної області витрат газу, які складають від 3 м³/год до 6 м³/год при висоті шлакового покриву 100 мм та від 6 м³/год до 10 м³/год при висоті шлакового покриву 200 мм проведено порівняння з використанням звичайного ГЕ. Для порівняння запропонованих режимів продувки із базовим варіантом без продувки було розраховано швидкість нагрівання рідкої сталі. За базовим варіантом вона склала 2,8 °С/хв.

Вдування газу каналом ГПЕ призводить до збільшення приросту швидкості нагрівання металу залежно від інтенсивності витрат газу і висоти шлаку. Ця величина коливається від 0,2 до 0,5 °С/хв. при висоті шлакового покриву 100 мм, та від 0,4 до 0,6 °С/хв. при 200 мм шлаку.

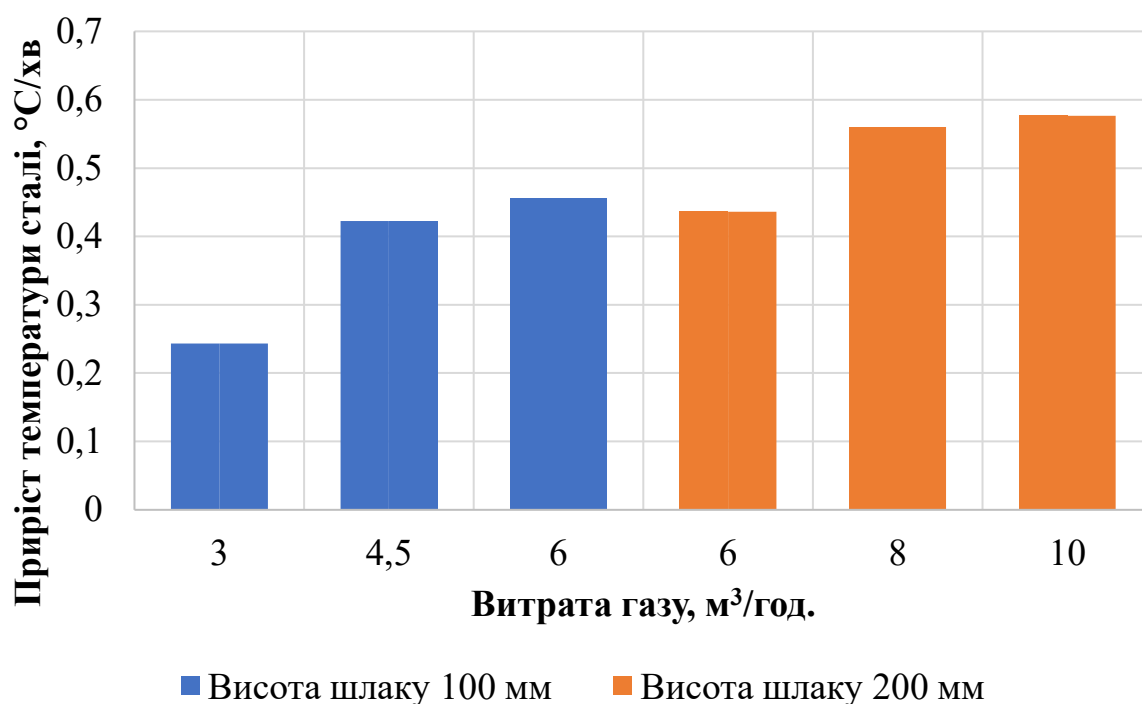


Рисунок 4.13 – Вплив витрат газу і висоти шару шлаку на приріст температури сталі

Це пояснюється тим, що геометричні параметри лунки, яка утворена під дією електричної дуги, залежать від висоти встановленого торця електрода та витрат газу що подаються каналом ГПЕ. При збільшенні витрат газу збільшуються її діаметр та глибина, цим самим покращуючи роботу електродугового розряду, за рахунок збільшення площі контакту між ними.

Висновки по розділу 4

На першому етапі дослідження отримано дані щодо процесу відновлення та дисоціації металевих оксидів в широкому діапазоні температур. Визначено температурний діапазон в якому починається мимовільне протікання реакцій дисоціації, який складає від 4050 °С до 6800 °С. Отримано дані процесу відновлення оксиду заліза за участі вуглецю і алюмінію в залежності від температури. Підтверджено, що процес відновлення оксидів металів вуглецем відбувається у більш низькому діапазоні температур ніж мимовільний процес дисоціації обраних металевих оксидів.

На другому етапі, за результатами проведеного чисельного моделювання отримані дані градієнту температур поверхні ГПЕ та його внутрішньої частини, які свідчать про досить складний характер формування зон нагріву і охолодження, особливо при переході з одного режиму до іншого. Визначено, що максимальні значення температури тіла графітованого порожнистого електрода отримані від електричної дуги зосереджені в його нижній частині. Встановлено формування високотемпературного поля електрода, яке має форму сплющеного уздовж осі тора, що сформувалося в результаті акумуляції тепла попереднього періоду. Встановлено, що подача нейтрального газу каналом графітованого порожнистого електрода з витратами 3 м³/год зміщує високотемпературну зону до периферії, що сприяє більш рівномірному розповсюдженню температури його об'ємом.

На третьому етапі досліджень, за отриманими моделями, які описують характеристики лунки, проведено дослідження теплообміну у системі «плазма-шлак-метал» з урахуванням зміни форми лунки та утворення додаткових конвекційних потоків через вдування газу каналом ГПЕ під час позапічної обробки сталі. За результатами чисельного моделювання отримано дані щодо розподілу густини теплового потоку через криволінійну поверхню лунки металу та поверхню шлаку в піделектродній зоні на УКП. Визначено

частини теплоти, які передаються металу окремо випромінюванням та конвекційною теплопередачею. Отримані дані, щодо частини теплоти, поглинутої металевою ванною і шлаковим покровом при використанні звичайного графітованого електрода без подачі газу, так при висоті шлакового покрову 100 мм частина теплоти отриманої металом зростає на 1,83 % при вдуванні газу каналом ГПЕ, а при висоті шлаку 200 мм – збільшилась на 7,25 %. Розрахункові значення збільшення приросту швидкості нагрівання металу, при подачі газу каналом ГПЕ склали від 0,2 до 0,6 °C/хв.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Проведений аналітичний огляд робіт дозволив виявити тенденції розвитку ресурсозберігаючих технологій обробки сталі на установці «ківш-піч». На основі даного аналізу стало очевидним, що одним з напрямків покращення технологічних показників роботи УКП є використання спеціальних конструкцій електродів з осьовим отвором, однак певна відсутність теоретичних положень для опису зміни температурних режимів експлуатації графітованих порожнистих електродів, принципів формування геометричних параметрів лунки, що утворюється в піделектродній зоні, в тому числі при подачі газів, є серйозним обмеженням у дослідженнях.

2. Розроблена методика та проведене фізичне моделювання показало, що збільшення інтенсивності подачі газу (аргону) каналом графітованого порожнистого електрода значно впливає на процес формування лунки на поверхні металу. Площа лунки металу без подачі газу каналом графітованого порожнистого електрода становить $0,19 - 0,21 \text{ м}^2$. Отримані дані щодо площі і глибини лунки, яка утворюється в піделектродній зоні під впливом розряду електричної дуги і витратах інертного газу в досліджуваному діапазоні $3-20 \text{ м}^3/\text{год}$ при висоті шлакового покриву $100 - 200 \text{ мм}$. Визначено, що площа поверхні металевої лунки при подачі газу становить $0,2 - 0,46 \text{ м}^2$, при цьому глибина лунки складає $5 - 16,5 \text{ см}$.

3. Встановлено, що висока інтенсивність вдування газу каналом ГПЕ, призводять до втрат теплоти через процес розриву шлакового покриву навколо електрода. Запропоновані раціональні витрати газу при вдуванні через ГПЕ, які складають $3 - 6 \text{ м}^3/\text{год}$ для шлаку висотою 100 мм і $6 - 10 \text{ м}^3/\text{год}$ для шлаку висотою 200 мм . Визначено площу лунки, що формується при витратах газу, які унеможливають процес розриву шлаку навколо електрода при товщині шлаку 100 мм – від $0,21 \text{ м}^2$ до $0,23 \text{ м}^2$, а при товщині шлаку 200 мм – від $0,29 \text{ м}^2$ до $0,35 \text{ м}^2$. Збільшення площі лунки при експлуатації

порожнистого електрода передбачає сприянню покращення передачі теплоти від електричного розряду безпосередньо металу.

4. Розроблено методики та проведено чисельне моделювання використання ГПЕ при позапічній обробці сталі на УКП, яке включало: дослідження термодинамічних закономірностей процесів дисоціації та відновлення металевих оксидів, що подаються каналом ГПЕ в зону горіння дуги; чисельне моделювання формування температурного поля графітованого порожнистого електрода; моделювання теплової роботи установки «ківш-піч» при подачі нейтрального газу каналом порожнистого електрода.

5. Визначено принципову можливість дисоціації обраних металевих оксидів до температури $6800\text{ }^{\circ}\text{C}$, тоді як їх відновлення відбувається при більш низьких температурах. Отримано дані зміни енергії Гіббса протікання реакцій відновлення монооксиду заліза за допомогою відновників вуглецю та алюмінію в діапазоні температури горіння дуги від $3000 - 7000\text{ }^{\circ}\text{C}$, які склали від -270 до -690 кДж/моль Me при використанні вуглецю та від -130 до -75 кДж/моль Me відповідно для алюмінію.

6. Отримані значення Джоулевої теплоти, яка виділяється при проходженні електричного струму через графітований порожнистий електрод в періоди нагріву, які становили $1,11\text{ МВт/м}^3$ і $1,15\text{ МВт/м}^3$.

7. Розраховані коефіцієнти тепловіддачі конвекцією для визначення температурних полів електрода за різних умов його експлуатації. Різниця значень коефіцієнтів тепловіддачі для внутрішньої поверхні каналу електрода в $1,9-3,1$ раз менше, ніж для зовнішньої поверхні і майже в 10 разів менше торцевої частини.

8. Встановлено, що в періоди експлуатації електрода з подачею струму відзначаються суттєві значення градієнту температур в торцевій частині, які досягали $8,29\text{ }^{\circ}\text{C/мм}$. Визначено, що в періоди експлуатації без подачі струму спостерігаються утворення локально перегрітої зони в нижній частині електрода, що має форму сплющеного уздовж осі тора, яка сформувалася в результаті акумуляції теплоти попереднього періоду.

9. Отримано дані розподілу густини теплового потоку через криволінійну поверхню лунки металу та шлаку в піделектродній зоні, при обробці сталі на установці «ківш-піч». Максимальні значення густини теплового потоку до металу сягають $6,04 \text{ МВт/м}^2$, а до шлакового покриву – $7,71 \text{ МВт/м}^2$.

10. Отримані дані щодо значень теплоти, яка передається конвекцією в піделектродній зоні за різних умов обробки сталі на УКП. При витратах газу $3\text{--}6 \text{ м}^3/\text{год}$ і висоті шлаку 100 мм частина теплоти, що передається металу конвекцією складає $7,03\text{--}11,97 \%$, а при витратах газу $6\text{--}10 \text{ м}^3/\text{год}$ і висоті шлаку 200 мм – $8,98\text{--}13,01 \%$ відповідно.

11. Визначено частину теплоти, яку поглинули шлак і метал за умов використання звичайного електрода та порожнистого з подачею газу його каналом. При запропонованих витратах газу $3\text{--}6 \text{ м}^3/\text{год}$ і $6\text{--}10 \text{ м}^3/\text{год}$ частина теплоти, яку поглинає метал, збільшується на $1,83 \%$ і $7,25 \%$ в порівнянні з використанням звичайного ГЕ, відповідно.

12. Розраховано приріст температури металу під час його нагріву на УКП, за рекомендованих витрат газу $3\text{--}6 \text{ м}^3/\text{год}$, який складає від $0,21$ до $0,43 \text{ }^\circ\text{C/хв.}$, а при $6\text{--}10 \text{ м}^3/\text{год}$ – від $0,47$ до $0,61 \text{ }^\circ\text{C/хв.}$

ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Украинская Ассоциация Сталеплавильщиков. Информационный портал о черной и цветной металлургии. Режим доступа: (<https://uas.su/books/2011/minizavod/32/razdel32.php>) (дата звернення: 13.10.2019)
2. Дюдкин, Д. А. Производство стали на агрегате ковш-печь / Д.А. Дюдкин, С.Ю. Бать, С.Е. Гринберг, С.Н. Маринцев; Под науч. ред. докт. техн. наук, проф. Дюдкина Д.А. – Донецк: ООО «Юго-Восток, ЛТД», 2003. – 300 с.
3. Курпас, С.И. Тепловые условия синтезирования шлаков на основе конечных сталеплавильных шлаков для внепечной обработки железоуглеродистых сплавов / С.И. Курпас, В.Л. Найдек // Металл и литье Украины. – 2011. – № 3. – С. 15–18.
4. Дюдкин, Д.А. Пути ресурсосбережения при внепечной обработке стали / Д.А. Дюдкин, С.Е. Гринберг, А.В. Грабов и др. // Сталь. – 2002. – №3. – С. 55–56.
5. Смирнов А.Н., Зборщик А.М. Внепечное рафинирование чугуна и стали: Учебное пособие. – Донецк: ГВУЗ «ДонНТУ», 2012. – 186 с.
6. Переворочаев, Н.М. Совершенствование электрических и технологических режимов доводки металла на установке ковш-печь / Н.М. Переворочаев, Б.П. Крикунов // Металл и литьё Украины. – 2011. – №9–10. – С. 39–45.
7. Сарычев А.Ф., Совершенствование технологии обработки конвертерной стали / А.Ф. Сарычев, А.Д. Носов, В.Ф. Коротких и др. // Сталь. – 2002. – № 7. С. 19–22.
8. Бигеев, В.А. Особенности работы ДСП на длинных дугах / В.А. Бигеев, А.Е. Малофеев, А.В. Пантелеев, О.А. Николаев, А.Х. Валиахметов // Вестник МГТУ. – 2006. – № 4. С. 20–23.

9. Охотський, В.Б. Теорія металургійних процесів: Підручник / В.Б. Охотський, О.Л. Костьолов, В. К. Сімонов та ін. – Київ: ІЗМН, 1997. – 512 с.
10. Jacob, K.T. Phase Equilibria in the System $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-CoO}$ and Gibbs Energy of Formation of $\text{Ca}_3\text{CoAl}_4\text{O}_{10}$ / K.T. Jacob, Ch. Shekhar, G.M. Kale // Phase Equilibria and Diffusion. – 2009. – V. 30. – № 1. – P. 2–11.
11. Низяев К.Г., Бойченко Б.М. // Металлургия и горнорудная промышленность. – 2002 – № 7 – С. 23–25.
12. Низяев К.Г. Термодинамические закономерности восстановления магнезита под слоем жидкого металла // Труды IX международной научно-технической конференции «Теория и практика кислородноконвертерного процесса». - Днепропетровск: ГМетАУ – 1998 – С. 26–27.
13. Кузнецов, Д. Ю. Исследование влияния термодинамических параметров шлаковой системы на содержание кремния в малоуглеродистой стали / Д. Ю. Кузнецов, Д. Б. Васильев, С. В. Куберский // Сб. науч. тр. ДонГТУ. – 2007. – Вып. 24. – С. 299–305.
14. Бережной, А.С. Многокомпонентные системы окислов: Учебник / А.С. Бережной. – Киев: «Наукова думка», 1970. – 544 с.
15. Самарина, А.М. Сталеплавильное производство. Справочник, т.1 / Под ред. А.М. Самарина. – М.: Metallurgy, 1964. – 527 с.
16. Elliott, J. F. Thermochemistry for Steelmaking. Vol. I & II. / J.F. Elliott, M. Gleiser & V. Ramakrishna – London: Addison-Wesley, 1960–1964. – 548 P.
17. Металлургические мини-заводы: Монография / Смирнов А.Н., Сафонов В.М., Дорохова Л.В., Цупрун А.Ю. – Донецк: Норд-Пресс, 2005. – 469 с.
18. Дюдкин, Д.А. Производство стали. Том 3. Внепечная металлургия стали / Д.А. Дюдкин, В.В. Кисиленко – М.: «Теплотехник», 2008. – 544 с. – Режим доступа: Режим доступа: <https://www.twirpx.com/file/3045688/>
19. Пиптюк, В.П. Параметры моделирования тепловых процессов в ванне установки ковш-печь / В.П. Пиптюк, В.Ф. Поляков, С.Е. Самохвалов, И.А.

- Павлюченко, И.В. Крикент, И.Н. Логозинский, Е.Н. Дымченко, С.В. Греков, А.Г. Чичерин // Процессы литья. – 2009. – №5. – С. 34–41.
20. Дюдкин, Д.А. Производство стали. Том 1. Процессы выплавки, внепечной обработки и непрерывной разливки / Д.А. Дюдкин, В.В. Кисиленко – М.: «Теплотехник», 2008. – 528 с. – Режим доступа: <https://foundry.kpi.ua/wp-content/uploads/2020/05/dyudkyn-da-proyzvodstvo-staly.pdf>
21. Вихлевщук, В.А. Ковшовая доводка стали / В.А. Вихлевщук, В.С. Харахулаг, С.С. Бродский и др. – Днепропетровск: Системные технологии, 2000. – 190 с.
22. Казачков И.П. Легирование стали. Київ: Техніка, 1982. – 120 с.
23. Прогнозирование теплофизических свойств шлакообразующих смесей и их компонентов / Э.В. Приходько, В.П. Пиптюк, А.Ф. Хамхотко и др. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. – 2006. – №13. – С. 196–203.
24. Физико-химическая оценка свойств промышленных ферросплавов / В.П. Пиптюк, А.Ф. Петров, С.В. Греков и др. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. – 2007. – №14. – С. 236–244.
25. Смирнов, А.Н. Процессы непрерывной разливки: монография / А.Н. Смирнов, В.Л. Пилюшенко, А.А. Минаев С.В. Момот, Ю.Н. Белобров. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – 536 с.
26. Охотский В.Б. Модели металлургических систем. – Днепропетровск: Системные технологии, 2006. – 285 с.
27. Математическое моделирование теплоэнергетических процессов в агрегате ковш-печь в условиях ООО «МЗ «Днепросталь» / Есаулов Г.А., Климчик Ю.В., Жаданос А.В., Гасик М.И., Кукушкин О.Н., // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – № 5. – С. 23–27.
28. Динамическая модель теплоэнергетических процессов в электротермическом агрегате ковш-печь для создания АСУ / А.В. Жаданос, О.Н. Кукушкин, И.В. Деревянко и др. // Теория и практика металлургии. – 2007. – № 2, т. 3. – С. 64–69.

29. Пиптюк, В.П. Исследование тепло-, массообменных процессов в ванне установке ковш-печь. Часть. 1 Математическая модель / В.П. Пиптюк, С.Е. Самохвалов, И.А. Павлюченков и др. // Теория и практика металлургии. – 2008. – №3. – С. 3–5.
30. Пиптюк, В.П. Влияние постоянного тока на характер массопереноса в металлическом расплаве установки ковш печь. Часть 2. Модель массопереноса. / В.П. Пиптюк, С.Е. Самохвалов, И.А. Павлюченков и др. // Теория и практика металлургии. –2007. – № 4–5. – С. 14–17.
31. Пиптюк, В.П. Тепловое состояние ванны ковша емкостью 140 т при обработке на У КП / В.П. Пиптюк, С.Е. Самохвалов, И.А. Павлюченков, Е.Н. Дымченко, С.В. Греков, Р.Р. Гнып // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. научн. тр. — Дніпропетровськ.: ІЧМ НАН України, 2010. — Вип. 22. — С. 121-126.
32. Смірнов О.М. Безперервне розливання сталі: Підручник / О.М. Смірнов, С.В. Кучерський, Є.В. Штепан. – Алчевськ: ДонДТУ, 2011. – 518 с.
33. Технологія виплавки чистої сталі та особливості позапічної обробки / В.З. Куцова, В.Ю. Камкін, М.Г. Кнапинський, С.В. Проїдак, А.О. Варіцев // Теорія і практика металургії. – 2019. – №3. – С. 5–13.
<https://doi.org/10.34185/tpm.3.2019.01>
34. Пути снижения расхода графитированных электродов в дуговых печах / В.М. Колокольцев, И.М. Ячиков, Л.В. Сарычев // Литейные процессы. – 2006. – С. 51–56.
35. Kumar, S. Transient radiative transfer / S. Kumar, K. Mitra // Radiative Transfer-1. Proceedings of the First International Symposium on Radiation Transfer, August 1995., Kusadasi, Turkey, ICHMT. – 1995.
doi: 10.1615/ICHMT.1995.RadTransfProc.340
36. Bergman, T.L. Radiation heat transfer in manufacturing and materials processing / T.L. Bergman, R. Viskanta // Radiative Transfer-1. Proceedings of the First International Symposium on Radiation Transfer, August 1995., Kusadasi, Turkey, ICHMT. – 1995. doi: 10.1615/ICHMT.1995.RadTransfProc.50

37. Исследование процессов нагрева металла при внепечной обработке в агрегате печь-ковш / Д.А. Харламов, Э.Э. Меркер, А.И. Булгаков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2002. – № 3. – С. 26–28.
38. Энергетический баланс печи-ковша / В. Хопман, Ф.Н. Фетт, Т. Клагес, Л. Фиге // Черные металлы. – 1988. – № 18. – С. 18–25.
39. Романо, М. Установки ковш-печь на заводах с полным металлургическим циклом / М. Романо, Г. Зоччи // Электromеталлургия. – 2004. – № 3. – С. 24–26.
40. Управление тепловым и электрическим режимами агрегата ковш-печь / Е.Б. Агапитов, Г.П. Корнилов, Т.Р. Храмшин, М.М. Ерофеев, А.А. Николаев // Электromеталлургия. – 2006. – № 6. – С. 11–16.
41. Райхбаум, Я.Д. Спектроскопические методы измерения температуры электрической дуги: учебное пособие для студентов физических факультетов университетов / Я.Д. Райхаум, В.Д. Малых, В.В. Пластинин. – Иркутск: б. и., 1969. – 45 с.
42. Рубцов В.П. Параметры дугового разряда и их влияние на эффективность работы электротехнологических установок/ И.Ю Дмитриев, А.Р. Минеев // Электричество. – 2000. – № 12. – С. 34–39.
43. Электрические промышленные печи: Дуговые печи и установки специального нагрева / Свенчанский А.Д., Жердев И.Т., Кручинин А.М. и др. – М.: Энергоиздат, 1981. – 296 с.
44. Харламов Д.А., Меркер Э.Э. Разработка алгоритма управления шлаковым режимом внепечной обработки стали // Энергосбережение и энергоэффективные технологии – 2004. Ч.2: Сб. докл. Всерос. науч.-техн. конференции. – Липецк, 2004. С. 238–241.
45. Смирнов Н.А. Оптимизация технологии десульфурации стали на установке ковш – печь // Электromеталлургия. – 2004. – № 1. – С. 20–28.
46. Особенности современного оборудования и технологий внепечной обработки стали / В.П. Пиптюк, В.Ю. Болотов, И.А. Павлюченков, И.Н. Логозинский // Фундаментальные и прикладные проблемы черной

металлургии: Сб. научн. тр. – Дніпропетровськ.: ІЧМ НАН України, 2005. – Вип. 11. – С. 67–79. – Бібліогр.: 35 назв. – рос.

47. Дюдкин, Д.А. Некоторые аспекты технологии и конструкции агрегатов ковш-печь / Д.А. Дюдкин, С.Е. Гринберг // Электрометаллургия. – 2005. – №8. – С. 25–28.

48. Моделирование теплового состояния ковшевой ванны установки ковш-печь мощностью 35 МВ·А / В.П. Пиптюк, С.Е. Самохвалов, В.Ф. Поляков, В.В. Мощный, С.Н. Павлов, В.А. Кондрашкин, Ю.П. Махлай // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. научн. тр. – Дніпропетровськ.: ІЧМ НАН України, 2011. – Вип. 23. – С. 137–141.

49. Данные для численного исследования теплового состояния ковшевой ванны большой емкости при обработке расплава на УКП / В.П. Пиптюк, В.Ф. Поляков, А.Б. Ковура, А.А. Травинчев, С.Н. Павлов, И.Л. Бузун, В.А. Кондрашкин // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. научн. тр. – Дніпропетровськ.: ІЧМ НАН України, 2009. – Вип. 19. – С. 152–159.

50. Освоение технологии внепечной обработки стали на установке печь-ковш конвертерного цеха «ММК» / А.Ф. Сарычев, А.Д. Носов, Коротких В. Ф. и др. // Совершенствование технологии на ОАО «ММК»: Сб.трудов ЦЖ. – Магнитогорск, 2001. – Вып. 6. – С. 52–57.

51. Энергетический баланс печи-ковша / В. Хопман, Ф.Н. Фетт, Т. Клагес, Л. Фиге // Черные металлы. – 1988. – №18. – С. 19–22.

52. Енергетичний баланс дугової сталеплавильної печі / М.І. Прилуцький, Л.О. Фольваркова, О.І. Кубай // Спеціальна металургія: вчора, сьогодні, завтра. – 2010. – С. 154–160.

53. Никольский, Л.Е. Тепловая работа дуговых сталеплавильных печей / Л.Е. Никольский, В.Д. Смоляренко, Л.М. Кузнецов, – М.: Металлургия, 1971. – 344 с.

54. Mokhov, A.V. Simulation of the thermal state of graphitized electrodes in an arc furnace with allowance for evaporation cooling / V.A. Mokhov, I.M. Yachikov

- // Russian metallurgy (Metally). – 2013. – №6. – S. 465–470.
<https://doi.org/10.1134/S0036029513060116>
55. Ячиков, М.И. Моделирование теплового состояния подового электрода ДППТ с водяным и воздушным охлаждением / М.И. Ячиков, И.М. Ячиков // «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск. – 2010. – С. 123–127.
 56. Бигеев, А.М. Математическое описание и расчеты сталеплавильных процессов: Учеб. пособие для вузов / А.М. Бигеев. – М.: Металлургия, 1982. – 160 с.
 57. Bigelow, L. Sulfide inclusions in steel / L. Bigelow, M. Flemings // Metallurgical and Materials Transactions. – 1975. – № 2. – S. 275–283.
 58. Payandel, Y. Oxide inclusions at defferental steps of steel production / Y. Payandel, S. Mansour // Journal of Iron and Steel Research International. – 2007. – № 5. – S. 39–46.
 59. Okhotskij, V.B. Non-metallic inclusions in steel in the process of deoxidation / V.B. Okhotskij // Theory. Metallurgical and Mining Industry. – 2010. – № 2. – S. 260–261.
 60. Губенко С. И. Неметаллические включения в сталях / С.И. Губенко, В.В. Парусов, И. В. Деревянченко. – Днепропетровск АРТ-ПРЕСС, 2005. – 536 с.
 61. Pribulová, A. Influence of steel blowing with inert gas on steel cleanness / A. Pribulová, P. Futáš, R. Bureš // Acta Metallurgica Slovaca. – 2007. – № 4. – S. 133–136.
 62. Hudzieczek, Z. Methodology development and first results of transfer processes results between metal and slag / Z. Hudzieczek, K. Michalek, K. Gryc // In Theory and Practice of steel production and processing. – 2010.
 63. STRASÁK, P. Numerical Modelling of liquid steel behaviour in the ladle during the argon blowing through the three hole lance. Technical report for VŠB-TU Ostrava, FMME, Department of Metallurgy, TechSoft Eng. – 2009.

64. Lifeng Zhang. State of the Art in Evaluation and Control of Steel Cleanliness / Lifeng Zhang, Brian G. Thoma // *ISIJ International* – 2003. – V. 43. – № 3. – P. 271–291.
65. Sanam, V. Reduction of Slivers due to Non-Metallic Inclusion in Continuous Casting / V. Sanam, P. K. Patra, S. Siddabathula, R. Das, V. Usharani // *Materials Science & Technology* 2009. October 25–29, 2009: Pittsburgh, PA. – AIST Steel Properties Applications Conference Proceedings. – 2009. – P. 235-246.
66. Охотский, В.Б. Исследование процесса продувки металла в ковше аргоном / В.Б. Охотский, К.В. Войтюк, А.В. Шибко // *Известия вузов. Черная металлургия*. – 1991. – № 1. – С. 17–19.
67. Охотский, В.Б. Температурный режим металла при продувке в ковше / В.Б. Охотский // *Известия АН СССР. Металлы*. – 1991. – № 5. С. 34–37.
68. Чернятевич, А.Г. Перемешивание и теплообмен в конвертерной ванне при донной продувке / А.Г. Чернятевич, А.П. Наливайко, А.А. Приходько и др. // *Известия АН СССР. Металлы*. – 1988. – № 2. – С. 13–18.
69. Чернятевич, А.Г. Перемешивание конвертерной ванны при комбинированной продувке встречными струями / А.Г. Чернятевич, А.С. Бродский, А.П. Наливайко // *Технология производства стали в конвертерных и мартеновских цехах*. – М.: Металлургия, 1989. – С. 35–38.
70. Michalek K. Optimization of argon blowing conditions for the steel homogenization in a ladle using numerical modelling / K. Michalek, M. Tkadleôkovâ, K. Gryc, P. Klus, Z. Hudzieczeka, V. Sikoraa, P. Strasâk // *Metal*. – 2011. – № 18.
71. L. Jardon, A. Amaro, A.N. Conejo, C. Gonzalez, and M.A. Ramirez: *Matls. and Manuf. Proc.* – 2018. – № 33. – S. 88–90.
72. O. Haida and J.K. Brimacombe: *Trans. ISIJ*. – 1985. – № 25. – S. 15–20.
73. Волкова, Е.И. Образование газовой струи и разрыв шлакового слоя при продувке жидкой стали газом в ковше внепечной обработки / Е.И. Волкова, Д.Ю. Рябов, П.Р. Шеллер // *Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика*. – 2009. № 1. – С. 46–53.

74. Conejo, A.N. Effects of Nozzle Radial Position, Separation Angle, and Gas Flow Partitioning on the Mixing, Eye Area, and Wall Shear Stress in Ladles Fitted with Dual Plugs / A.N. Conejo, R. Mishra, D. Mazumdar // Metallurgical and materials transactions. – 2019. – S. 1490 – 1502. <https://doi.org/10.1007/s11663-019-01546-8>
75. Тимошенко, С.П. Продувка стали в ковше через фурму с пористым углеродистым наконечником / С.П. Тимошенко, М.М. Перистый, В.В. Приходько // Совершенствование технологии производства стали в конвертерных и мартеновских цехах. – М.: Metallurgy. –1985. – С. 61–63.
76. Поволоцкий, Д.Л. Внепечная обработка стали: учеб. / Д.Л. Поволоцкий, В.А. Кудрин, А.Ф. Вишкарёв. – М.: МИСиС, 1995. – 256 с.
77. Украинская Ассоциация Сталеплавильщиков. Информационный портал о черной и цветной металлургии. Режим доступа: (<http://uas.su/books/mnlz/2.5/razdel25.php>) (дата звернення: 15.01.2020)
78. Величко, О.Г. Технології підвищення якості сталі [Підручник] / О.Г. Величко, О.М. Стоянов, Б.М. Бойченко, К.Г. Нізяєв. – Дніпропетровськ: Середняк Т.К., 2016. – 196 с.
79. Огурцов, А.П. Процессы формирования стального слитка. Математическое моделирование заполнения и затвердевания: учеб. / А.П. Огурцов, Ф.В. Недопекин, В.В. Белоусов. – Днепропетровск: ДГТУ, 1994. – 180 с.
80. Федоровский, А.Д. Процессы переноса в системах газ-жидкость / А.Д. Федоровский, Е.И. Никифорович, П.А. Приходько. – Киев: Наукова думка, 1988. – 256 с.
81. Кутателадзе, С.С. Гидродинамика газожидкостных систем / С.С. Кутателадзе, М.А. Стырикович – М.: Энергия, 1975. – 296 с.
82. Сборщиков Г.С. Механика двухфазных систем газ-жидкость / Итоги науки и техники. Металлургическая теплотехника. – М.: ВИНТИ, 1986. – Т. 7. – С. 3–47.

83. Mishra, R. An Assessment of Numerical Approaches Toward Multi-Phase Hydrodynamic Modelling of Inert Gas Stirred Ladle Systems / R. Mishra D. Mazumdar // Proceedings of the 8th International Conference on Modeling and Simulation of Metallurgical Processes in Steelmaking (STEELSIM). – 2019. – S. 758–768.
84. Chen, Y.S. Numerical Study on Effects of Molten Steel Flow about Different Blowing Argon Position in Ladle Furnace / Y.S. Chen, Y.J. Pang, X. G. Zhang // Advanced Materials Research. – 2010. – № 146. S. 1031–1037. doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.146-147.1031
85. Pribulova, A. Influence of Blowing of Argon on the Cleanness of Steel / A. Pribulova // Archives of Foundry Engineering. – 2012. – № 12. S. 91–94.
86. Поживанов, А.М. Повышение качества конвертерной стали путем продувки аргоном в ковше / А.М. Поживанов, П.И. Югов, В.В. Рябов [и др.] // Экспресс-информация. Ин-т «Черметинформация». – 1979. – № 6. – С. 3–20.
87. Рубан В.О. Огляд технологій рафінування і легування металу за допомогою порожнистого електроду / В.О. Рубан, О.М. Стоянов, Є.В. Синегін // Литво. Металургія-2021: Матеріали X Міжнародної науково-практичної конференції. Запоріжжя, 18–20 травня 2021 р.– Запоріжжя, 2021. – С. 349–351.
88. Пути снижения удельного расхода графитированных электродов на электродуговых сталеплавильных печах / О.М. Грудницкий, Р. А. Исхаков, В. М. Коробов, // Литье и металлургия. – 2011. – С. 35–36.
89. Ячиков И.М. Моделирование теплового состояния графитированных электродов при испарительном охлаждении / И.М. Ячиков, И.В. Портнова, М.В. Быстров // Современные научные достижения металлургической теплотехники и их реализация в промышленности: сборник докладов II Международной научно-практической конференции – Екатеринбург: УрФУ, 2018. – С. 203–208.
90. Котельников, Р.Б. Тугоплавкие элементы и соединения. – М.: Металлургия, 1968. – 376 с.

91. Грудницкий, О.М. Особенности эксплуатации графитированных электродов на электродуговых сталеплавильных печах / О.М. Грудницкий, В.М. Коробов, Р.А. Исхаков // Материалы VII Междунар. конф. «Тепло- и массообменные процессы в металлургических системах». Мариуполь, 2006. – 6–8 сентября. – С. 36–37.
92. Крамаров, А. Д. Электрометаллургия сталей и ферросплавов: учеб. / А. Д. Крамаров, А. Н. Соколов. – М.: Металлургия, 1976. – 440 с.
93. Ячиков, И.М. Использование испарительного охлаждения графитированных электродов для снижения их расхода в дуговых печах малой емкости / И.М. Ячиков, И.В. Портнова, М.В. Быстров // Современные проблемы электрометаллургии стали: материалы XIII Международ. конф.: Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2017. – Ч. 2. – С. 191–198.
94. Семкин, И.Г. Внепечная плазменная металлургия: учеб. / И.Г. Семкин, А. П. Коптев, А. П. Морозов. – Магнитогорск, 2000. – 490 с.
95. Огороков, Н.В. Влияние трубчатых электродов на тепловую работу дуговой электросталеплавильной печи / Н.В. Огороков, Л.Е. Никольский, А.В. Егоров // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1962. – № 9. – С. 105–109.
96. Brosovic J. A. // Iron and steel Engineer. – 1959. – V. 36, № 11.
97. Schwabe W.E. Electrical and thermal factor in UHP arc furnaces designoperation / W.E. Schwabe // 9th Internacional congress UIE. – Cannes. – october, 1980. – S. 4–11.
98. Schwabe W. E. // Iron and steel Engineer, 1957. – V. 34, № 6.
99. Микулинский, А.С. Применение трубчатых электродов на промышленной электросталеплавильной печи / А.С. Микулинский, В. П. Воробьев, И.А. Котельников // Сталь. – 1962. – №4. – С. 318–319.
100. Von, K. // Schulz. Electrowarme. – 1958. – № 7.
101. Charles, J.A., Iron and Coal trades Reviw / J.A. Charles, A.G. Cowen, – 1960. – № 4778.
102. Энергосбережение и энергоэффективные технологии / М.М. Ерофеев, Е.Б. Агапитов // Сборник докладов научно-технической конф., «Концепция

энергосбережения при производстве азотированной стали», 26–28 октября 2004 г., Липецк. – 2004. – С. 90–93.

103. Колибус, В.В. Десульфурация металла при плазменной и плазменно-индукционной плавке / В.В. Колибус, А.П. Коженко, В.Н. Демидик // Прогрессивные способы плавки для фасонного литья. – Киев: ПланУССР, 1978. – С. 34–39.

104. Dongping, Z. Influence of Hollow Electrode Ar-CO₂ Injection on Carbon Content in Ladle Furnace / Z. Dongping, Z. Huishu, J. Zhouhua, G. Wei, L. Huabing, C. Zhaoping // Advanced Materials Research. – 2011. – № 250–253. – S. 3864 – 3867. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.250-253.3864

105. Dongping, Z. Influence of Electrode Argon-Hydrogen Co-injection on Carbon Content in a Alternating Current Ladle Furnace / Z. Dongping, Z. Huishu, J. Zhouhua, G. Wei, C. Zhaoping // Advanced Materials Research. – 2011. – № 239–242. – S. 2361 – 2364 doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.239-242.2361

106. Dongping, Z. Influence of Electrode Argon-Hydrogen Co-injection on Carbon Content in a Alternating Current Ladle Furnace / Z. Dongping, Z. Huishu, J. Zhouhua, G. Wei, L. Huabing, C. Zhaoping // Advanced Materials Research. – 2011. – № 402. – S. 142 – 146 doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.402.142

107. Neuschtz, D. Power increase and metallurgical effects during arc heating of liquid steel due to the addition of molecular gases / D. Neuschtz, I. Hahn, D. Spirine, L. Storsberg // Steel Research. – 1999. – № 70. – S. 309–313.

108. Neuschtz, D. Nitrogen Removal and Arc Voltage Increase in EAF Steelmaking by Methane Injection into the Arc / D. Neuschtz, D. Spirine // Steel Research International. – 2003. – № 74. –. 19–25. doi: 10.1002/srin.200300156

109. Schwabe, W.E. Experimental result with hollow electrodes in electric steel furnaces. / W.E. Schwabe // Proceedings AISE. – 1957. – S. 448.

110. The Iron and Coal Trades Review. – 1960. – V. 180. № 4778. – S. 353–358.

111. Пат. 2.744.945 США. Iron and Steel Engineer / Johnson (США) – 1957. – V. 34. №6. – S. 84–91.

112. Низяев, К.Г. Особенности нагрева стали независимой электрической дугой / К.Г. Низяев, В.М. Душа, В.В. Керницкий // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2002. – №7. – С. 147–149.
113. Ячиков, И.М. Моделирование теплового состояния графитированного электрода при подаче газа в осевой канал / И.М. Ячиков, И.В. Портнова, М.В. Быстров // *XV Конгресс Сталеплавыльщиков: Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова*. – С. 180–186.
114. Егоров, А.В. *Электроплавильные печи черной металлургии: Учебник для вузов*. – М.: Металлургия, 1985. – 280 с.
115. Егоров, А.В. О применении трубчатых электродов в дуговых электрических печах / А.В. Егоров, Л.Е. Никольский, Н.В. Огороков // *Электротермия*. – 1962. – №9. – С. 27–31.
116. Егоров, А.В. Эффективность работы дуговой сталеплавильной печи на трубчатых электродах / А.В. Егоров, Л.Е. Никольский, Н.В. Огороков // *Электрометаллургия*. – 1962. – №9. – С. 13–18.
117. Макаров, А.Н. Теория и практика теплообмена в электродуговых и факельных печах, топках, камерах сгорания: Монография. Ч.1. Основы теории теплообмена излучением в печах и топках. / А.Н. Макаров. – Тверь: ТГТУ, 2007. – 184 с.
118. Макаров, А.Н. Теплообмен в камере дуговой сталеплавильной печи при несимметричном режиме / А.Н. Макаров, А.Д. Свенчанский // *Вопросы теплообмена в электротермических установках*. – 1983. – С. 67–72.
119. Крикент, И.В. Численное моделирование сильноточного дугового разряда в установке ковш–печь постоянного тока / И.В. Крикент, И.В. Кривцун, В.Ф. Демченко, В.П. Пиптюк // *Современная электрометаллургия*. – 2013. – № 3. – С. 45–49.
120. Штапура, Е.В. Моделирование продувки жидкой стали в ковше нейтральным газом / Е.В. Штапура, Ю.И. Жаворонков, Б.М. Бойченко, К.Г. Низяев, С.В. Харченко // *Новости науки Приднестровья*. – 2008. – №1. – С. 112–114.

121. Казанцев, И.Г. Исследование динамики газообразной струи втекающей в жидкость // Термическая и пластическая обработка металлов: Сб. науч. тр. Ждановского металлургического института. В.2. – М.: Металлургиздат, 1952. – С. 56–68.
122. Ефимов Л.М. В кн.: Труды научно-технического общества черной металлургии. Материалы всесоюзного совещания сталеплавильщиков, т. XVIII, ч. 1. – М.: Металлургия, 1957. – С. 40–57.
123. Баптизманский В.И., Размеры реакционной зоны при продувке металла кислородом сверху / В.И. Баптизманский, Г.А. Щедрин, К.С. Просвирин // Изв. ВУЗов. Черная металлургия. – 1975. – №10. – С. 44–48.
124. Лантух, О.С. Методика фізичного моделювання спливання ансамблю неметалевих включень у сталерозливному ковші / О.С. Лантух, Л.С. Молчанов, Є.В. Синегін // Математичне моделювання. – 2018 – №1. – С. 95–99.
125. Toulouevski, Y.N. Innovation in electric arc furnaces. Scientific basis for selection / Y.N. Toulouevski, I.Y. Zinurov. – New York Dordrecht London: Springer, Heidelberg, 2010. – 282 с.
126. Румянцев, В.Д. Теория тепло- и массообмена. – Днепропетровск: Пороги, 2006. – 532 с.
127. Ushio, M. Mathematical modeling of flows field and heat transfer in high-current arc discharge / M. Ushio, J. Szekely, C.W. Chang // Ironmaking and Steelmaking. – 1981. – № 6. – S. 279–286.
128. Alexis J. Modeling of heat transfer from an electric arc – a simulation of heating. Part I / J. Alexis, M. Ramirez, G. Trapaga, P. Jonsson // 57th Electric Furnace conf. proc.: ISS (Warrendale, November 14–16, 1999). – Warrendale, 1999. – S. 279–287.
129. Alexis J. Modeling of a DC electric arc furnace – heat transfer from the arc / J. Alexis, M. Ramirez, G. Trapaga, P. Jonsson // ISIJ Intern. – 2000. – 40, № 11. – S. 1089–1097.

130. Fan H.G. A unified model of transport phenomena in gas metal arc welding including electrode, arc plasma and molten pool / H.G. Fan, R. Kovacevic // *Ibid.* – 2004. – no. 37. – S. 2531–2544.
131. Wang F. Numerical study of dc arc plasma and molten bath in dc electric arc furnace / F. Wang, Z. Jin, Z. Zhu // *Ironmaking and Steelmaking.* – 2006. – 33, № 1. – S. 39–44.
132. Ruban, V. Stoianov, O., Niziaiev, K., Synchin, Y. (2021). Determining changes in the temperature field of a graphitized hollow electrode during metal processing periods in ladle-furnace. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, no. 2. pp. 109–115. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2021.230002>
133. Румянцев, В.Д. Теория тепло- и массообмена. — Днепропетровск: Пороги, 2006. – 532 с.
134. Camac M., Fay J.A., Feinberg R.M., Kemp N.H. Heat transfer from high temperature argon. *Proceedings of the 1963 Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute.* Stanford University Press, California, 1963. P. 58.
135. Варгафтик, Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. – М: Наука, 1972. – 720 с.
136. Süli, E. An introduction to Numerical Analysis: textbook / E. Süli, D.F. Mayers. – United States of America: Cambridge University Press, 2003. – 444 p.
137. Клепко, В.Ю. Вища математика в прикладах і задачах. 2-ге видання: навч. посібник / В.Ю. Клепко, В.Л. Голець. – К.: Центр учбової літератури, 2009. – 594 с. Режим доступу: <https://app.box.com/s/mcm9kvqgf8mojmr20fdnzhli5uo21752>
138. Epperson, J.F. An introduction to numerical methods and analysis. 2nd Edition: *Mathematical Reviews* / J.F. Epperson. – United States of America: Wiley, 2013. – 614 p.
139. Колбін, М.О. Раціональні режими металізації залізородних окатишів при газовому відновленні в умовах шару: автореф. дис. на здоб. науков. ступ. канд.

тех. наук: 05.16.02 / Колбін Микола Олексійович; Національна металургійна академія України. – Дніпро, 2010. – 18 с.