

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ДОНЕЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

ТІМОШЕНКО СЕРГІЙ МИКОЛАЙОВИЧ

УДК 621.365.22

ДИСЕРТАЦІЯ

**РОЗВИТОК НАУКОВИХ ОСНОВ ПІДВИЩЕННЯ
ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ ДУГОВИХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНИХ ПЕЧЕЙ**

Спеціальність 05.14.06 «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика»

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

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

_____ Тімошенко С.М.

Науковий консультант: Губинський Михайло Володимирович, доктор технічних наук, професор

Дніпро–2019

АНОТАЦІЯ

Тімошенко С.М. Розвиток наукових основ підвищення енергоефективності дугових сталеплавильних печей.— Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.14.06 – Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика. ДВНЗ «Донецький національний технічний університет», Покровськ, 2019.

Дисертація присвячена вирішенню проблем підвищення енергоефективності дугових сталеплавильних печей (ДСП) на основі розвитку теоретичних уявлень про особливості процесів тепломасообміну, гідромеханіки і електровихрових течій в робочому просторі.

Основний зміст дисертаційної роботи.

У дисертації проведено комплекс теоретичних розробок та експериментальних досліджень процесів тепломасообміну, гідромеханіки і електровихрових течій в робочому просторі ДСП. Отримані результати є теоретичним узагальненням та вирішенням важливої науково-технічної проблеми, що має народногосподарське значення для розвитку металургії та машинобудування.

Наукова новизна отриманих результатів полягає у наступному.

1. Вперше теоретично обґрунтовано і експериментально підтверджено оптимальне, за критерієм енергоефективності, співвідношення діаметра і глибини ванни ДСП, що для різних енерготехнологічних режимів (ЕТР) становить 2,5–1,8 і дозволяє знизити втрати теплоти випромінювання з водою на 8,5–49 %; збільшити швидкість нагріву ванни і плавлення скрапу на 12–25 %, швидкість зневуглецевлення і дефосфорації на 5–18 і на 3–25 %, відповідно; скоротити втрати заліза при випаровуванні на 10–12 %.

2. Вперше, на основі математичного моделювання інтенсивної технології плавлення металошихти в ДСП і нагрівання рідкої сталі, встановлено, що коефіцієнт енергоефективності дуги знижується з 0,92–0,94 до 0,68–0,70 при еволюції окремих колодязів, що проплавляють електроди, до спільного колодязя, а збільшення

діаметру розпаду електродів до 0,42–0,49 діаметру робочого простору сприяє зниженню питомої витрати енергії в ДСП різної місткості на 2,5–7,5 %.

3. Вперше встановлено, що в робочому просторі ДСП на трубчастій поверхні водоохолоджуваних елементів (ВЕ) діючі величини теплових потоків, що визначають термічні напруги й стійкість ВЕ, на 12–55 % перевищують значення, розраховані для плоскої поверхні, а частка конвективної і конденсаційної складових теплового навантаження на ВЕ становить в сумі 31–37% теплового потоку випромінювання.

4. Вперше теоретично і експериментально отримані дані щодо теплового стану ВЕ з просторовою трубчастою структурою, що забезпечують зниження втрат теплоти з охолоджувальною водою на 20–35 % за рахунок формування теплоакумулюючого і теплоізолюючого шару гарнісажу.

5. Вперше розроблена концепція системи аспірації ДСП, заснована на спільному газодинамічному впливі розосередження і збільшення всмоктуючої поверхні з наближенням її до електродних зазорів. В чисельних дослідженнях показана можливість зниження неорганізованих викидів пилогазового середовища (ПГС) на 15–29 %, притоку повітря в піч на 20–25 %, виносу плавильного пилю з печі на 20–50 %, що підтверджено експериментально.

6. Вперше обґрунтовано використання теплоти і хімічного потенціалу відхідних газів ДСП для термохімічної регенерації (ТХР) природного газу з подальшим попереднім нагрівом скрапу спалюванням синтез-газу, що в умовах квазібезперервного «flat bath» процесу підвищує тепловий ККД печі на 5–6 %, знижує витрати природного газу на 21 % і емісію CO_2 на 9,8 %.

7. Вперше розроблено рідкофазний вуглецевотермічний плавильно-відновний процес (ПВП) в теплогенеруючій шлаковій ванні електричної печі з двома подовими електродами (ПЕ) і встановлено, що для отримання рідкого металізованого продукту в горні, відділеному від ПЕ шаром шлаку, множник, що враховує вплив конвекції у ванні, при коефіцієнті стаціонарної теплопровідності має становити не менше 2,7.

8. Вперше, на основі чисельних досліджень електровихрових течій (ЕВТ) в ДСП постійного струму (ДСППС) ливарного класу обґрунтовано застосування

«глибокої» ванни, що спричинює в 1,3–8,4 рази більш потужне ЕВТ-перемішування для різних типів і варіантів встановлення ПЕ і, за рахунок скорочення періода доведення сталі, сприяє зменшенню питомої витрати електроенергії на 3–9 %.

9. Вперше чисельними дослідженнями ЕВТ в анодній ямі ДСППС і теплопередачі через біметалічну перехідну зону ПЕ мідь-сталь з фазовим переходом встановлено, що рівноважна товщина твердої сталевих частини ПЕ знаходиться в критичній залежності від ширини перехідної зони, яка для сталої експлуатації ПЕ має не перевищувати 20–25 мм. Обґрунтовано концепцію ПЕ з конвективним механізмом теплопередачі за допомогою проміжного рідкометалевого теплоносія.

10. Отримали подальший розвиток дослідження теплообміну в ДСП ливарного класу в умовах неритмічної роботи. Визначено і експериментально підтверджено, що застосування ВЕ з просторовою структурою в місцях критичної стійкості футерівки не підвищує енергоспоживання ДСП при відносній площі ВЕ зводу до 15–20 % і знижує витрату вогнетривів в 1,4–2,5 рази.

11. Отримала подальший розвиток енерго-екологічна концепція утилізації теплоти відхідних газів ДСП. На основі дослідження двохстадійного процесу горіння СО в камері допалювання ДСП визначено співвідношення первинного і вторинного повітря 1 до 3,5, яке забезпечує досягнення ГДК СО шляхом організації зони сталого горіння і отримання теплоносія для нагріву скрапу з температурою до 500 °С, що виключає утворення токсичних PCDD/F.

Практична цінність отриманих результатів.

1. Розробки, здійснені на основі проведених досліджень, зокрема, по «глибокій» ванні ДСП, ВЕ з просторовою структурою, системі аспірації ДСП, ПВП, ПЕ, захищені 10 патентами України №№ 83990, 89362, 97745, 113510, 114435, 114437, 115178, 115191, 120432, 124333.

2. Комплекс енергоефективних рішень: «глибока» ванна, ВЕ з просторовою трубчастою структурою, система розосередженої аспірації реалізовано в новій розробці 15-т ДСП ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ), що забезпечує зниження енергоспоживання на 3–5 % і неорганізованих викидів ПГС на 20–50 %.

3. ВЕ з просторовою трубчастою структурою, як загального призначення для стін і зводу, так і спеціальні рішення для захисту засобів інтенсифікації плавки і центральної частини зводу, впроваджено на заводах «великої» металургії з ДСП місткістю від 15 до 120 т: ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ), ПрАТ «ДЕМЗ» (м. Донецьк), ТОВ «Камасталь» (м. Пермь, РФ), ТОВ «Електросталь» (м. Курахове). Розробки характеризуються зниженими на 20–35 % втратами теплоти з водою, забезпечують економію вогнетривів, високу стійкість і ремонтпридатність.

4. ВЕ з просторовою структурою, в точу числі, комбіновані ВЕ, впроваджено на заводах «малої» металургії з ДСП ливарного класу місткістю від 3 до 25 т: ПАТ «КСЗ» (м. Кременчук), ПАТ «Сумське НВО» (м. Суми), LLC «Rustavi Steel» (м. Руставі, Грузія). Розробки сприяють підвищенню енергоефективності печі за рахунок скорочення витрати вогнетривів на 6,5–11 кг/т і електродів на 1,2–1,5 кг/т.

5. Системи розподіленої і розосередженої аспірації впроваджені на 100-т ДСП ПрАТ «ДЕМЗ» (м. Донецьк), 125-т ДСП ПАТ «ВМЗКО» (м. Волгоград, РФ), 15-т ДСП ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ) та LLC «Rustavi Steel» (м. Руставі, Грузія) і показали ефективну локалізацію неорганізованих викидів ПГС і зниження притоку повітря.

6. ПЕ з вузькою перехідною зоною мідь-сталь, виготовлені ПП «Фірма РОУД» двоохстадійним електрошлаковим наплавленням міді на сталеву заготовку, впроваджено на ТОВ «Феррокс» (м. Запоріжжя) і забезпечують роботу 12-т ДСППС.

7. Камера первинного знепилення ДСП малої місткості експлуатується в шатному режимі в комплексі з 15-т ДСП LLC «Rustavi Steel» (м. Руставі, Грузія).

8. Розроблено загальні технічні рішення середньотемпературного попереднього нагріву скрапу при двоохстадійному притоці повітря в камеру допалювання для міні-заводу з 50-т ДСП ТОВ «Електросталь» (м. Курахове), що виключають емісію PCDD/F, забезпечують економію електроенергії до 40 кВтг/т, а також ГДК СО в газоходах.

9. Випробування рідкофазного вуглецевотермічного ПВП в електропечі з ПЕ на 200-кг пілотній установці ПП «Фірма РОУД» і ДВНЗ «ДонНТУ» (м. Донецьк) показало вихід придатного 71–94 % при витраті електроенергії 2,12–2,29 кВтг/кг

продукту, що, при меншій капіталомісткості, відповідає кращим аналогам «ІТmk3» і «ОхуСур».

10. Основні положення по розрахунку геометричних і енергетичних параметрів комплексу ДСП прийнято до використання в ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ) і ПП «Фірма РОУД» (м. Київ).

11. Результати дисертаційної роботи запроваджено в програмах учбових дисциплін ДВНЗ «Донецький національний технічний університет» (м. Покровськ).

Ключові слова: дугова сталеплавильна піч, енергоефективність, чисельне моделювання, тепломасообмін, глибока ванна, водоохолоджувані елементи, аспірація, попередній нагрів скрапу, допалення монооксиду вуглецю, термохімічна регенерація природного газу, плавильно-відновний процес, електровихрові течії, подовий електрод.

ABSTRACT

Timoshenko S.M. Development of scientific basis for improving the energy efficiency of the electric arc steelmaking furnaces. - Qualifying scientific work on the rights of manuscript.

The thesis for a scientific degree of Doctor of Technical Sciences in specialty 05.14.06 - Technical Thermal Physics and Industrial Heat and Power Engineering. Donetsk National Technical University, Pokrovsk, 2019.

The thesis is devoted to solving problems of increasing energy efficiency of the electric arc steelmaking furnaces (EAF) on the basis of development of theoretical ideas about the processes of heat and mass transfer, hydromechanics and electrovortex flows in the EAF working space.

Main content of dissertation work.

In the dissertation work the complex of theoretical developments and experimental researches of processes of heat and mass exchange, hydromechanics and electrovortex flows in the EAF working space is carried out. The obtained results are the theoretical generalization and the solution of an important scientific and technical problem of national economic significance for metallurgy and mechanical engineering.

The scientific novelty of the results obtained is in the following provisions.

1. For the first time, theoretically substantiated and experimentally confirmed the optimal, by the criterion of energy efficiency, the ratio of the bath diameter to the bath depth, equals to 2.5–1.8 for various energy-technological modes, which allow reducing radiation heat loss with water by 8.5–49 %; increasing of: the bath heating rate and the scrap melting rate by 12–25 %, decarburization rate by 5–18 %, dephosphorization rate by 3–25 %; decreasing of metal loss due to evaporation by 10–12 %.

2. For the first time, on the basis of the mathematical modeling of the EAF intensive technology including charge melting and subsequent heating of the liquid steel, it has been established that the energy efficiency coefficient of the arc decreases from 0.92–0.94 to 0.68–0.70 in the evolution of individual wells that melt by electrodes, to the common well, and increasing the electrodes pitch diameter to 0.42–0.49 of the working space diameter promotes to reduce the specific energy consumption for furnaces of different capacities by 2.5–7.5 %.

3. For the first time it has been established that in the EAF working space a tubular surface of the water-cooled elements (WCE) perceives the effective values of heat flux, determining the thermal stress and stability of WCE, 12–55 % higher than the the heat flux, evaluated for a flat surface, and the part of convective and condensation components of the thermal load on the WCE add up to 31–37 % of the irradiation heat flux.

4. For the first time the WCE with a spatial tubular structure have been elaborated, for which theoretical and experimental data on the thermal state were obtained, confirming the reduction of irradiation heat loss with cooling water by 20–35 % due to the created conditions for the formation of a heat-accumulating and heat-insulating layer of the crust.

5. For the first time the concept of EAF aspiration system based on the joint gas-dynamic effect of dispersion and increase of the suction surface with its approach to the electrodes gaps was developed. Numerical investigations show the possibility to reduce unorganized gas-dust emissions by 15–29 %, the inflow of air to the furnace by 20–25 %, dust removal from the EAF by 20–50 %, which has been confirmed experimentally.

6. For the first time, based on thermodynamic analysis, it is grounded to use the heat and chemical potential of the EAF exhaust gases, for thermochemical regeneration of natural gas, followed by preheating of the scrap due to burning of synthesis gas, increases the thermal efficiency of the EAF «flat bath» process by 5–6 %, reduces the consumption of natural gas by 21 % and CO₂ emissions by 9.8 %.

7. For the first time, for elaborated liquid-phase carbon-thermal smelting-reduction process in a heat-generating slag bath of an electric furnace with two bottom electrodes (BE) it has been established that in order to obtain a liquid metallized product in the hearth of the furnace, separated from the BE by a slag layer, the factor taking into account the effect of convection in the bath at a coefficient of stationary thermal conductivity should be at least 2.7.

8. For the first time, on the basis of the numerical study of electrovortex flows (EVF) in the DC EAF of a foundry class, the use of a "deep" bath has been substantiated, which allows to increase the EVF-mixing capacity by 1,3–8,4 times, for various BE types and locations and promotes by intensification of steel refining process, to reduce the specific EAF energy consumption by 3–9 %.

9. For the first time, the processes of heat exchange with the phase transition of bimetallic BE in the conditions of EVF have been investigated, and it is shown that in anode well of the high-power DC EAF the equilibrium thickness of the BE solid steel part is in a critical dependence on the width of transition copper-steel zone, which, in order to ensure the stability of the BE, should not exceed 20–25 mm. The concept of BE with a convective mechanism of heat transfer, caused by an intermediate liquid-metal coolant, is substantiated.

10. The further development was received the research of heat exchange in the foundry class EAF, operating with long-term downtime. Numerical studies of heat exchange in the foundry class EAF in the conditions of non-rhythmic work have been determined and experimentally confirmed that the use of WCE with the spatial structure in the places of critical resistance of the lining not increase the energy consumption, comparing the traditional fully refractory shell, with a relative area of WCE in the roof not higher than 15–20 %, while reducing of refractories consumption by 1.4–2.5 times.

11. The further development was received the energy-ecological concept of the EAF exhaust gases heat utilization. Based on the study of two-stage CO burning process in the EAF post-combustion chamber, the ratio of primary and secondary air 1 to 3.5 is determined, which ensures achievement of the MPC of CO due to organization of a steady burning zone and obtaining a heat carrier for scrap preheating with the temperature up to 500 °C, making impossible the formation of toxic PCDD/F.

The practical value of the results.

1. Developments carried out on the basis of conducted researches, in particular, on the "deep" bath of the EAF, WCE with spatial tubular structure, dispersed aspiration system of the EAF, melting-reduction process and furnace, BE, protected by patents of Ukraine No. 83990, 89362, 97745, 113510, 114435, 114437, 115178, 115191, 120432, 124333.

2. Complex of energy-efficient solutions: "deep" bath, WCE with spatial tubular structure, dispersed aspiration system implemented in the new development of 15-ton EAF of PJSC "NKMZ" (Kramatorsk), which provides reduction of energy consumption by 3–5 % and unorganized dust-gas emissions by 20–50 %.

3. WCE with a spatial tubular structure, as a general purpose for walls and roof, as well as special solutions for the protection of the means of intensifying the smelting and central part of the roof, implemented at the mini-mills with EAF capacity of 15–120 tons: PJSC "NKMZ" (Kramatorsk), PJSC «DEMZ» (Donetsk), «Kamastal» Ltd. (Perm, Russia), «Electrostal Ltd.» (Kurakhovo). Developments are characterized by lowered by 20–35 % heat loss with water, and maintainability.

4. WCE with spatial structure, including combined WCE, implemented at the factories of "small" metallurgy with foundry class the EAF capacity of 3–25 tons: PJSC "KSZ" (Kremenchuk), PJSC "Sumy SPA" (Sumy), LLC «Rustavi Steel» (Rustavi, Georgia). Developments contribute to increasing the EAF energy efficiency by reducing the consumption of refractories by 6.5-11 and electrodes by 1.2–1.5 kg/ton.

5. Distributed and dispersed off-gas aspiration systems are implemented in 100-ton EAF of PJSC "DEMZ" (Donetsk), 125-ton EAF of PJSC "VMZKO" (Volgograd,

Russia), 15-ton EAF of PJSC "NKMZ" and LLC «Rustavi Steel» and showed an effective localization of unorganized emissions and reduced airflow.

6. PE with a narrow transition zone of copper-steel, manufactured by PE "ROUD Co" on the base of two-stage electrosag welding of copper on a steel billet, implemented in LLC "Ferrox" (Zaporizhzhya) and provides operation of 12-ton DC EAF.

7. The chamber of primary dedusting of small-capacity EAF has undergone an industrial inspection and works in regular mode in 15-ton EAF of LLC «Rustavi Steel».

8. The general technical solutions for scrap mid-temperature preheating in the conditions of «Electrostal Ltd.» mini-mill has been elaborated, that excluding PCDD/F emissions, provide energy savings of up to 40 kWh/ton and achieving the MPC of CO in the ducts due to two-stage air inflow in the post-combustion chamber.

9. Testing of liquid-phase carbon-thermal smelting-reduction process in a heat-generating slag bath of electric furnace with PE at 200-kg pilot plant of PE "ROUD Co" and DonNTU (Donetsk) shows, that the yield of 71–94 % and specific electrical energy consumption of 2,12–2,29 kWh/kg, corresponds to the best foreign analogues "ITmk3" and "OxyCup" with lower capital intensity.

10. The main provisions for evaluation of geometry and energy parameters of the EAF complex are accepted for use in PJSC "NKMZ" and PE "ROUD Co".

11. The results of the dissertation are used in the work programs of educational disciplines in the Donetsk National Technical University (Pokrovsk).

Key words: electric arc furnace, energy efficiency, numerical modeling, heat and mass transfer, deep bath, water-cooled elements, aspiration of dust-gas environment, preheating of scrap, carbon monoxide burning, thermochemical regeneration of natural gas, smelting-reduction process, electrovortex flows, bottom electrode.

Список публікацій здобувача (List of publications).

Монографії

1. Коновалов, Ю.В., Троянский, А.А., Тимошенко, С.Н. (2011). *Металлургия: учебное пособие для бакалавров вузов в трех книгах. Книга 1. Производство чугуна, железа, стали и ферросплавов.* Донецк: ДонНТУ. 430 с. Глава 4, 173-233.

2. Семко, А.Н., Тимошенко, Н.С., **Тимошенко, С.Н.** (2015). *Повышение эффективности аспирации пылегазовых выбросов дуговых сталеплавильных печей*. Донецк: ДонНУ. 124 с.

Статті у фахових виданнях

3. Сапиро, В.С., **Тимошенко, С.Н.**, Чернышев, А.Б. (1981). Об уровне и характере облученности футеровки высокоомощной 100-т дуговой сталеплавильной печи. *Известия ВУЗов. «Черная металлургия»*, 3, 63-66.

4. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Зуйкова, З.Г. (2000). Математическая модель расчета водоохлаждаемых элементов дуговых печей на основе минимизации потерь энергии. *Наукові праці ДонДТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонДТУ, 18, 31-36.

5. Троянский, А.А., Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.** и др. (2002). Разработка основ непрерывного плавления-восстановительного процесса в дуговой печи. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 76-81.

6. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Николайчик, В.А. (2003). Внедрение водоохлаждаемых элементов корпуса, свода и системы газоотсоса на ДСП-50 ОАО «Ижорские заводы». *Электрометаллургия*, 1, 20-21.

7. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Дунь, Н.Б. (2006). Повышение эффективности первичного газоудаления при модернизации дуговых сталеплавильных печей. *Черная металлургия*. Москва: ОАО «Черметинформация», 2, 64-66.

8. Нехамин, С.М., Крутянский, М.М., Стомахин, А.Я., **Тимошенко, С.Н.**, Черняк, А.И. (2007). Пути улучшения показателей выплавки стали в малотоннажных дуговых печах. *Электрометаллургия*, 7, 2-7.

9. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Дунь, Н.Б. и др. (2009). Опыт применения двухрядных стеновых водоохлаждаемых панелей в ДСП высокой мощности. *Черная металлургия*. Москва: ОАО «Черметинформация», 11, 56-58.

10. **Тимошенко, С.Н.**, Тищенко, П.И. (2009). Проблемы эксплуатации водоохлаждаемых элементов дуговых сталеплавильных печей высокой мощности. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 58-65.

11. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Пасечник, С.Ю. и др. (2010). Подовый электрод с жидкометаллическим теплоносителем для дуговой печи постоянного тока. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 164-170.

12. **Timoshenko, S.N.** (2012). Improving of bath geometry – the way to increase of the EAF thermal efficiency. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 36-43.

13. Timoshenko, N.S., Semko, A.N., **Timoshenko, S.N.** (2012). Simulation of EAF off-gas removal system in order to increase its thermal efficiency. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 43-53.

14. **Тимошенко, С.Н.**, Тищенко, П.И., Онищенко, С.П. и др. (2013). Повышение энергоэффективности дуговой сталеплавильной печи с двухрядными стеновыми панелями. *Металлургические процессы и оборудование*. Донецьк: ДонНТУ, 2, 10-15.

15. **Тимошенко, С.Н.**, Тищенко, П.И., Тимошенко, Н.С., Семко, А.Н. (2013). Моделирование системы аспирации электродуговой печи с целью повышения

энергоэффективности и экологической безопасности. *Экология и промышленность*. Харьков: «УкрНТЦ «Энергосталь», 2, 66-69.

16. Тимошенко, Н.С., Семко, А.Н., **Тимошенко, С.Н.** (2013). Моделирование энергоэффективных решений системы газоудаления дуговой сталеплавильной печи. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 84-95.

17. **Тимошенко, С.Н.**, Тищенко, П.И., Колесников, М.В., Зуйкова, З.Г. (2015). Инженерная методика расчета водоохлаждаемых панелей электросталеплавильных агрегатов. *Наукові праці НМетАУ. Серія «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика»*. Дніпропетровськ: Нова Ідеологія, 125-134.

18. **Тимошенко, С.Н.**, Колесников, М.В., Тимошенко, Н.С. (2015). Повышение эффективности газоудаления установки ковш-печь. *Металл и литье Украины*, 12, 23-26.

19. Губинський, М.В., **Тимошенко, С.М.**, Шрайбер, О.А., Антоненко, І.В. (2017). Підвищення енергоефективності електросталеплавильних процесів шляхом конверсії природного газу з відпрацьованими газами дугової печі. *Проблеми загальної енергетики. Науковий збірник*, т. 48, 1, 60-66.

20. **Тимошенко, С.Н.**, Губинский, М.В. (2016). Повышение энергоэффективности электросталеплавильного процесса с непрерывным плавлением шихты в жидкой ванне. *Наукові праці НМетАУ. Серія «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика»*. Дніпро: Нова Ідеологія, 174-183.

21. **Тимошенко, С.Н.**, Филиппи, А.А., Онищенко, С.П., Тищенко, П.И. (2017). Энергоэффективные решения при модернизации дуговых печей постоянного тока литейного класса. *Металл и литье Украины*, 8-10, 48-55.

22. **Тимошенко, С.Н.**, Дорошенко, А.В., Дядьков, Б.П., Тищенко, П.И., Онищенко С.П. (2018). Энергоэффективные решения при модернизации малотоннажных дуговых сталеплавильных печей литейного класса. *Металл и литье Украины*, 3-4, 34-40.

23. **Тимошенко, С.Н.**, Стовпченко, А.П., Костецкий, Ю.В., Губинский, М.В. (2019). Пути повышения энергоэффективности дуговых сталеплавильных печей. *Современная электрометаллургия*, 1, 46–56.

Статті у виданнях, що входять до міжнародних наукометричних баз

24. Timoshenko, N., Semko, A., **Timoshenko S.** (2014). Modelling of electric arc furnace off-gas removal system. *Ironmaking and Steelmaking*, vol. 41, 4, 257-261.

25. **Timoshenko, S.N.** (2016). Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace. *Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць*. Дніпро: НМетАУ ІВК Системні технології, 3, 33-39.

26. **Timoshenko, S.N.** (2017). Analysis of energy efficient solutions of a small capacity electric arc furnace and their synthesis in a new generation 15-ton unit. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті*. Дніпро: НМетАУ-ІВК Системні технології, 20, 78-87.

27. **Тимошенко, С.Н.** (2017). Моделирование геометрии сталеплавильной ванны и подового электрода дуговой печи постоянного тока с целью повышения ее энергоэффективности. *Вісник НТУ «ХП»*. Серія: Математичне моделювання в техніці і технологіях. Харків: НТУ «ХП», 30, 116–124.

28. **Timoshenko, S.N.**, Stovpchenko, A.P., Kostetski, Yu.N., Gubinski, M.V. (2018). Energy efficient solutions for EAF steelmaking. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, vol. 88, 1, 18–24.

29. **Timoshenko, S.N.** (2018). Energy efficient solutions for small capacity electric arc furnaces of a foundry class. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті*. Дніпро: НМетАУ-ІБК Системні технології, 21, 73-80.

30. **Timoshenko, S.**, Gybinskyi, M., Yaroshenko, Yu., Vvedenska, T. (2018). Increasing Energy Efficiency of Electric Arc Foundry Furnaces. VII All- Russian Conf. "Heat Engineering and Computer Science in Education, Science and Production" TIM'2018. KnE Engineering, 35–49. DOI 10.18502/keg.v3i5.2653.

31. **Тимошенко, С.Н.**, Губинский, М.В. (2019). Энергоэффективные решения диаметра распада электродов дуговой сталеплавильной печи. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті*. Дніпро: НМетАУ-ІБК Системні технології, 22, 104-113.

Патенти

32. **Патент (UA)** на винахід №83990 F27D17/00, C22B9/21. Спосіб видалення пілогозової фази із плавильного агрегату і пристрій для його здійснення. Грушко, І.А., Тіщенко, П.І., **Тимошенко, С.М.**, та ін. Опубл. 10.09.2008, бюл. №17.

33. **Патент (UA)** на винахід №97745 C22B4/00. Спосіб виплавки металів та агрегат для виплавки металів. Тіщенко, П.І., Павлічевіч, М., Тіщенко, А.П., **Тимошенко, С.М.** та ін. Опубл. 12.03.2012, бюл. №5.

34. **Патент (UA)** на корисну модель №89362 F27D 17/00. Система аспірації пілогозових викидів електродугової печі. **Тимошенко, С.М.**, Тіщенко, П.І., Тимошенко, Н.С., Семко, А.Н.. Опубл. 25.04.2014, бюл. №8.

35. **Патент (UA)** на корисну модель № 113510 F27D 17/00. Система аспірації пілогозових викидів дугової печі. **Тимошенко, С.М.** Опубл. 25.01.2017, бюл. №2.

36. **Патент (UA)** на корисну модель №114435 F27B 3/10, H05B 7/00. Подовий електрод дугової сталеплавильної печі постійного струму. **Тимошенко, С.М.** Опубл. 10.03. 2017, бюл. №5.

37. **Патент (UA)** на корисну модель №114437 F27B 3/06. Дугова сталеплавильна піч. **Тимошенко, С.М.** Опубл. 10.03. 2017, бюл. №5.

38. **Патент (UA)** на корисну модель №115178 F27B 3/24. Несуча панель засобів інтенсифікації плавки дугової сталеплавильної печі. **Тимошенко, С.М.** Опубл. 10.04.2017, бюл. №7.

39. **Патент (UA)** на корисну модель №115191 F27B 3/24. Водохолоджувана панель дугової сталеплавильної печі. **Тимошенко, С.М.** Опубл. 10.04.2017, бюл. №7.

40. **Патент (UA)** на корисну модель №120432 F27D 13/00 Спосіб попереднього нагрівання скрапу в електродуговій й печі з безперервним завантаженням шихти в рідку ванну. **Тимошенко, С.М.**, Губинський, М.В., Шрайбер, О.А. Опубл. 25.10. 2017, бюл. №20.

41. **Патент (UA)** на корисну модель №124333 F27B 3/00, F27B3/10. Дугова сталеплавильна піч постійного струму. **Тимошенко, С.М.** Опубл. 10.04. 2018, бюл. №7.

Матеріали міжнародних наукових конференцій та інші друковані праці

42. Sapiro V.S., **Timoshenko, S.N.**, Chernishev, A.B. (1981). Level and character of exposure of lining of high-power 100-t arc steelmaking furnace. *Steel in USSR*, vol. 11, 3, 149-150.

43. Тимошенко, Н.С., Семко, А.Н., **Тимошенко, С.Н.** (2012). Снижение выбросов углекислого газа из дуговой сталеплавильной печи на основе совершенствования системы газоудаления. Сборник научных трудов Международного научно-практического симпозиума «Низко-углеродные открытые инновации для регионов Украины». LCOI-Reviews. Донецк: Юго-Восток, т. 2, 79-83.

44. Tischenko, P., **Timoshenko, S.**, Tischenko, A. (2000). A new generation of the EAF panels with renewable slag: lowering of heat loss, combining of duties for energy saving. *Proceedings of «Metal-2000» International Conf. Ostrava, Czech Republic*. Available at: <http://konference.tanger.cz/data/metal2000/sbornik/papers/102.pdf> (assessed 12.09.16).

45. Павличевич, М., Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Торшин, А.М. (1997). Разработка и моделирование конструкционных решений водоохлаждаемых элементов высокомоощных ДСП. *Труды 4-го Конгресса сталеплавиьщиков*. Москва, 182-183.

46. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Шевченко, В.П., Зуйкова, З.Г. (1999). Математическое моделирование тепловой работы устройства выпуска стали с медным охлаждаемым шиберным затвором. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 53-57.

47. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Канфер, В.Д. (2000). Использование решетчатых водоохлаждаемых элементов свода дуговой печи для нагрева и восстановления исходных материалов отходящими газами. *Труды 6-го конгресса сталеплавиьщиков, г. Череповец 17-19 октября 2000г*, 288-291.

48. Tishchenko, P.I., **Timoshenko, S.N.**, Kanfer, V.D. (2000). Utilization of electric arc furnace off-gases energy on basis of improvement in roof cooling system. *Metallurgicheskaya i Gornorudnaya Promyshlennost'*, 5, 92-94.

49. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Тищенко, А.П. (2002). Путь к решению проблем экологии сталеплавильного агрегата- использование системы распределенного газоотсоса. *Пути решения экологических проблем горно-металлургической отрасли стран СНГ. Материалы научно-практической конференции*. Мариуполь: Стратегия, 334-339.

50. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Дунь, Н.Б. (2006). Повышение эффективности газоудаления из дуговых сталеплавильных печей. *Материалы VII международной научно - технической конференции «Тепло- и массообменные процессы в металлургических системах»*. Мариуполь: ПГТУ, 334-339.

51. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Дунь, Н.Б., Гасенко, А.А. (2007). Особенности теплообмена в водоохлаждаемых газоходах дуговых сталеплавильных печей высокой мощности. *Материалы 13-й Междунар. конф. «Современные проблемы электрометаллургии»*. Челябинск: ЮУрГУ, ч. 2, 163-167.

52. Тищенко, П.И., **Тимошенко, С.Н.**, Дунь, Н.Б., Палиенко, Г.В., Дорошенко, А.В. (2007). Комбинированный свод дуговых сталеплавильных печей литейного цеха. *Материалы 13-й Междунар. конф. «Современные проблемы электрометаллургии»*. Челябинск: ЮУрГУ, ч. 2, 161-163.

53. Тищенко, П.И., Нихамин, С.М., **Тимошенко, С.Н.**, Дунь, Н.Б. (2007). Водоохлаждаемый свод и стеновые панели дуговых сталеплавильных печей малой металлургии. Современные проблемы электрометаллургии стали. *Материалы 13-й Междунар. конф. «Современные проблемы электрометаллургии»*. Челябинск: ЮУрГУ, ч. 2, 159-161.

54. Тищенко П.И., **Тимошенко С.Н.**, Онищенко С.П. (2012). *Подовые электроды ДСППТ. Обзор основных технических решений*. Available at: <http://uas.su/articles/steelmaking/2012/00001.php> (assessed 27.11.2016).

55. Тимошенко, Н.С., Семко, А.Н., **Тимошенко, С.Н.** (2012). Снижение выбросов углекислого газа из дуговой сталеплавильной печи на основе совершенствования системы газоудаления. Сб. научн. Тр. Междунар. симпозиума «Низко-углеродные открытые инновации для регионов Украины». LCOI-Reviews. Донецк: Юго-Восток, т. 2, 79-83.

56. Тищенко, П.И., Тищенко, А.П., **Тимошенко, С.Н.**, Фридман, М.А. (2012). Подовый электрод дуговой печи постоянного тока. *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 7, 282-284.

57. **Тимошенко, С.Н.**, Тищенко, П.И., Тимошенко, Н.С., Спирин, В.А. (2013). Повышение энерго-эффективности электросталеплавильного процесса с непрерывной загрузкой шихты в жидкую ванну *Материалы 15-й Междунар. конф. «Современные проблемы электрометаллургии»*. Челябинск: ЮУрГУ, ч. 1, 145-149.

58. **Тимошенко, С.Н.** (2017). Интенсификация процессов массообмена в дуговой сталеплавильной печи с глубокой ванной. *Международ. научно-техн. конф. «Университетская наука 2017»*, тезисы докладов. Мариуполь: ПГТУ, том 1, 147-148.

59. Шумаков, В.Ф., Малахов, А.И., Буряк, А.В., Голик, В.В., Анацкий, М.П., **Тимошенко, С.Н.**, Тищенко, П.И. (2017). Дуговая печь малой вместимости для литейных цехов и региональных микро-заводов. *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 3, 107-112.

60. **Тимошенко, С.Н.**, Малич, В.Г., Великий, А.В. (2017). Исследование эксплуатационных характеристик эркерной панели дуговой сталеплавильной печи. *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 4, 79-84.

61. Дорошенко, А.В., Дядьков, Б.П., **Тимошенко, С.Н.**, Тищенко, П.И. (2017). Комбинированный водоохлаждаемый свод дуговых электропечей малой вместимости. *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 5, 91-95.

62. Shatokha, V., **Timoshenko, S.**, Semenko, S. (2017). Trends and factors of sustainable development. Iron and Steelmaking. In the book: *Environmentally sustainable industrial development*. Dnipro: Driant, 56-78.

63. **Тимошенко, С.Н.**, Ярошенко, Ю.Г., Губинский, М.В. (2018). Энергоэффективные направления модернизации электродуговых печей литейного класса. *VII Всеросс. конф. «Теплотехника и информатика в образовании, науке и производстве» (ТИМ'2018)*. Уральский федеральный университет, Екатеринбург. Available at: <http://hdl.handle.net/10995/61575>, ISBN 978-5-9908685-4-1.

ЗМІСТ

ВСТУП.....	22
1. ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЧНА ХАРАКТЕРИСТИКА ТА	
ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІСТЬ ДСП.....	30
1.1 ДСП в технологічних маршрутах сталеплавильного виробництва.....	30
1.2 Характеристика ДСП як енерготехнологічного агрегату.....	32
1.3 Поняття енергоефективності ДСП і її складові	34
1.4 Енерготехнологічні режими ДСП	38
1.5 Теплофізичні аспекти проблеми енергоефективності ДСП.....	40
1.5.1 Період плавлення. Вплив геометричних параметрів корпусу печі.....	40
1.5.2 Період нагріву. Вплив геометричних параметрів ванни.....	44
1.6 Мінімізація, локалізація та утилізація втрат енергії та заліза в ДСП.....	49
1.6.1 Втрати енергії з охолоджуючою водою	49
1.6.2 Втрати енергії та заліза з пилогазовим середовищем.....	52
1.6.3 Утилізація енергії пилогазового середовища та екологічні критерії...56	
1.6.4 Утилізація плавильного пилу ДСП.....	60
1.7 Диверсифікація енергозабезпечення ДСП.....	62
1.8 Подовий електрод і підвищення енергоефективності ДСППС.....	63
1.9 Енергоефективність дугових печей ливарного класу.....	67
Висновки.....	69
2. СТРУКТУРА, МЕТОДОЛОГІЯ ТА ТЕПЛОФІЗИЧНІ ОСНОВИ	
ДОСЛІДЖЕНЬ.....	71
2.1 Структура і зміст роботи.....	71
2.2 Основи досліджень теплообміну випромінюванням до пошуку	
енергоефективних рішень ДСП.....	73
2.2.1 Математична модель і методика оцінки втрат теплоти	
випромінювання через охолоджувані поверхні в ДСП.....	73
2.2.2 Роль пилогазового середовища і взаємного теплообміну	
випромінюванням в ДСП.....	75

2.2.3 Математична модель теплообміну в період плавлення і задача оптимізації діаметру розпаду електродів.....	77
2.2.3.1 Геометрична постановка задачі.....	77
2.2.3.2 Теплотехнологічна постановка задачі.....	78
2.2.4 Особливості сприйняття випромінювання трубчастою поверхнею ВЕ	80
2.3 Основи досліджень процесів тепломасообміну при пошуку енергоефективних рішень геометрії сталеплавильної ванни.....	82
2.3.1 Математична модель циркуляції сталеплавильної ванни при пневматичному перемішуванні.....	82
2.3.2 Циркуляція ванни та процеси плавлення і рафінування.....	88
2.4 Основи досліджень гідродинаміки, теплообміну та електровихрових течій сталеплавильної ванни в рамках завдань роботи.....	90
2.5 Основи досліджень газодинаміки систем аспірації та знепилювання ДСП в рамках завдань роботи.....	92
2.6 Основи моделювання нагріву скрапу в шарі при обтіканні газовим теплоносієм.....	96
Висновки	97
3. РОЗРОБКА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНИХ РІШЕНЬ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЇ ВАННИ ТА РОЗПАДУ ЕЛЕКТРОДІВ ДСП НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОМАСООБМІНУ.....	99
3.1 Структура і зміст розділу.....	99
3.2 Розрахункова модель ванни ДСП.....	100
3.3 Дослідження теплових втрат випромінюванням в робочому просторі ДСП і оптимізація геометрії ванни.....	101
3.4 Оптимізація діаметра розпаду електродів.....	106
3.5 Вплив геометрії ванни на процеси тепломасообміну в дугової печі.....	114
3.5.1 Циркуляція і гомогенізація ванни.....	114
3.5.2 Динаміка нагріву рідкої ванни електричними дугами.....	115
3.5.3 Динаміка плавлення скрапу в рідкій ванні.....	119

3.5.4 Кінетика дефосфорації сталі.....	122
3.5.5 Кінетика зневуглецевнення розплаву.....	127
3.6 Спільний вплив геометричних параметрів ванни і розпаду електродів на показники енергоефективності ДСП.....	130
3.7 Додаткові енерготехнологічні переваги «глибокої» ванни ДСП.....	133
Висновки.....	135
4. РОЗРОБКА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНИХ ВОДООХОЛОДЖУВАНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ДСП НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВОГО СТАНУ.....	138
4.1 Структура і зміст розділу.....	138
4.2 Чисельне моделювання та оптимізація параметрів водоохолоджуваних елементів з просторовою структурою.....	138
4.3 Моделювання теплообміну в ДСП ливарного класу і пошук енергоефективних рішень комбінованих ВЕ	142
4.3.1 Теплообмін в період простою печі.....	143
4.3.2 Теплообмін в період роботи печі.....	145
4.3.2.1 Теплові втрати з водою. Вплив геометрії ванни і структури ВЕ.....	145
4.3.2.2 Оптимізація відносної охолоджуваної поверхні комбінованого зводу.....	146
4.4 Проблема стійкості ВЕ в ДСП і актуальність врахування додаткових визначальних факторів їх теплового стану	147
4.5 Розрахунок термічних напружень в ВЕ з урахуванням специфіки сприйняття енергії випромінювання трубчастою поверхнею.....	149
4.5.1 Водоохолоджувана кришка установки ківш-піч.....	150
4.5.2 Водоохолоджувана кришка еркера ДСП.....	155
4.6 Моделювання температурного поля в ВЕ і прогнозування температури поверхні в зоні обслуговування.....	160
4.7 Фактори теплового стану і вдосконалення методики розрахунку ВЕ.....	161
4.7.1 Конвективна складова теплового навантаження.....	161
4.7.2 Конденсаційна складова теплового навантаження.....	163

4.7.3 Порядок розрахунку ВЕ.....	165
Висновки.....	167
5. РОЗРОБКА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОЇ СИСТЕМИ АСПІРАЦІЇ ДСП НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕНЬ ГІДГОМЕХАНІКИ ПИЛОГАЗОВОГО СЕРЕДОВИЩА В РОБОЧОМУ ПРОСТОРІ.....	169
5.1 Характеристика нових концептуальних рішень системи аспірації.....	169
5.2 Адаптація теорії витяжних газоходів до математичної моделі системи аспірації ДСП.....	171
5.3 Фізичне моделювання витяжного газоходу.....	175
5.3.1 Фізична модель і організація експерименту.....	175
5.3.2 Результати експерименту.....	179
5.4 Чисельне моделювання лінійного витяжного газоходу.....	181
5.4.1 Рішення тестового завдання для перевірки пакету програм.....	182
5.4.2 Умови і результати моделювання.	183
5.5 Моделювання системи аспірації ДСП «великої» металургії.....	184
5.6 Моделювання системи аспірації ДСП ливарного класу.....	191
5.7 Моделювання системи аспірації ДСП з «flat bath» процесом.....	195
5.8 Моделювання системи аспірації установки ківш-піч.....	198
5.9. Екологічні переваги розробок системи аспірації.....	201
Висновки.....	202
6. РОЗВИТОК ЕНЕРГОЕКОЛОГІЧНОЇ КОНЦЕПЦІЇ УТИЛІЗАЦІЇ ПИЛОГАЗОВОГО СЕРЕДОВИЩА ДСП.....	203
6.1 Структура і зміст розділу.....	203
6.2 Розробка теплофізичних основ попереднього нагріву скрапу пилогазовим середовищем ДСП при мінімізації екологічного збитку.....	204
6.2.1 Екологічні проблеми попереднього нагріву скрапу.....	204
6.2.2 Оптимізація режиму допалення СО в умовах попереднього середньотемпературного нагріву скрапу.....	206
6.2.3 Чисельне моделювання процесу горіння СО.....	211

6.2.4 Моделювання процесу теплообміну при фільтрації газового теплоносія до задачі нагріву скрапу.....	213
6.3 Розробка основ електросталеплавильного процесу з термохімічною регенерацією природного газу з відхідними газами ДСП.....	214
6.3.1 Термодинамічні характеристики конверсії природного газу.....	214
6.3.2 Технологічна схема застосування ТХР в ДСП.....	218
6.4 Розробка основ плавильно-відновного процесу утилізації залізовмісних відходів металургійного виробництва.....	220
6.4.1 Концепція і технологічна схема.....	220
6.4.2 Чисельне моделювання теплового стану рідкої ванни ПВП.....	221
6.4.3 Фізичне моделювання ПВП в електропечі з подовими електродами...	223
6.5 Розробка камери первинного знепилення ДСП малої місткості.....	225
6.5.1 Основи розрахунку параметрів КДПЗ ДСП малої місткості.....	226
6.5.2 Чисельне моделювання процесу знепилення.....	229
Висновки.....	230
7. ПІДВИЩЕННЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ ДСППС НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕНЬ ЕЛЕКТРОВИХРОВИХ ТЕЧІЙ В ВАННІ І ТЕПЛОПЕРЕДАЧІ..	232
7.1 Структура і зміст розділу.....	232
7.2 Моделювання ЕВТ в ванні ДСППС ливарного класу і оптимізація плавильного простору за критерієм максимальної потужності перемішування	233
7.3 Дослідження теплового режиму ПЕ в ДСППС високої потужності.....	241
7.3.1 Особливості теплового навантаження і умов експлуатації ПЕ.....	241
7.3.2 Чисельне моделювання ЕВТ у ванні ДСППС.....	245
7.4 Подовий електрод з рідкометалевим теплоносієм.....	249
Висновки.....	253
8. ЗАСТОСУВАННЯ РОЗРОБОК В ПРОМИСЛОВOSTІ.....	254
8.1 Комплексні енергоефективні рішення в новій розробці ДСП.....	256
8.2 Комплексні енергоефективні рішення щодо модернізації ДСП.....	257
8.3 Удосконалення геометрії ванни ДСП.....	258

8.4 Енергозберігаючі ВЕ з просторовою структурою.....	260
8.4.1 Дворядні стінові панелі.....	260
8.4.2 Однорядні водоохолоджувані панелі.....	263
8.4.3 Комбіновані водоохолоджувані елементи.....	265
8.4.4 Водоохолоджувані елементи спеціального призначення.....	266
8.5 Енергоефективні рішення системи аспірації ДСП.....	268
8.5.1 Система розподіленої аспірації.....	268
8.5.2 Система розосередженої аспірації.....	271
8.6 Система допалювання СО і попереднього нагріву скрапу.....	272
8.7 Камера первинного знепилення ДСП малої місткості.....	274
8.8 Подові електроди ДСППС і технологія їх виготовлення.....	276
8.9 Економічна ефективність розробок.....	279
Висновки.....	282
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ.....	284
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	287
ДОДАТКИ.....	316

ВСТУП

Актуальність теми. Дугові сталеплавильні печі (ДСП) забезпечують близько третини обсягу світового виробництва сталі, поступаючи тільки конвертерному процесу. Не рахуючи Китай, який виплавляє половину всієї сталі в світі з дуже низькою часткою електросталі, внесок ДСП наближається до 50 %.

Можливість широкого вибору вихідної шихти і варіювання окислювального потенціалу в процесі плавки робить дугові печі універсальним агрегатом в «великій» і в «малій» металургії. Особливе місце займають печі постійного струму (ДСППС), технологічні переваги яких найбільш повно реалізуються в ливарному виробництві. Важливу роль відіграє і екологічна складова.

В ДСП актуальним є зниження енергоспоживання з огляду на високі втрати теплоти, що досягають 25–30 %, а в «малій» металургії і вище, від введеної енергії. Актуальними постають також питання засвоєння введеної енергії, зниження, локалізації і утилізації втрат енергії і шихти, диверсифікації енергозабезпечення. Істотним внеском в даному напрямку є класичні дослідження Ю. Тулуєвського та І. Зінурова, Н. Pfeifer, М. Kirschen, D. Mazumdar, R. Guthrie, S. Köhle, J. Irons, M. Grant та роботи Е. Меркера, А. Белковського, V. Logar, N. Provatas, M. Pavlicevic, G. Gensini, N. Nagai, Y. Sato, X. Liu, T. Esterhof, M. Ramirez, І. Ячікова, П. Тіщенко.

В Україні, що входить до 15 світових лідерів чорної металургії, електросталеплавильне виробництво потребує маловитратної, з урахуванням економічної ситуації, але досить ефективної модернізації, спрямованої на підвищення енергоефективності дугових печей.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Матеріали дисертаційної роботи є узагальненням наукових результатів, отриманих автором при виконанні НДР у ДВНЗ ДонНТУ: д/т Н-6-15, № 0116U003646 «Підвищення енергоефективності і екологічної безпеки дугових сталеплавильних печей»; г/т 11-201 «Проведення науково-технічного супроводження робіт по оптимізації технології виплавки сталей і сплавів в ДСП-3А і по впровадженню та освоєнню нового сталеплавильного комплексу на основі печі ДСП-6» з ПАТ «Русполімет» (м. Кулебаки, РФ); проекту ЕС TEMPUS «Higher Engineering Training for

Environmentally sustainable industrial development» (<http://hetes.com.ua>) контрактів ПП «Фірма «РОУД» з ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ), ПАТ «ВМЗКО» (м. Волгоград, РФ), LLC «Rustavi Steel» (м. Руставі, Грузія), на постачання енерготехнологічного обладнання металургійним заводам України.

Мета та завдання досліджень: підвищення енергоефективності ДСП на основі розвитку теоретичних уявлень про процеси тепломасообміну, гідромеханіки і електровихрових течій (ЕВТ) в робочому просторі електросталеплавильного агрегату. Для досягнення мети поставлені такі завдання.

1. Дати аналіз сучасних концепцій підвищення енергоефективності ДСП, визначити напрямки досліджень.

2. На основі досліджень тепломасообміну обґрунтувати оптимальні, за критерієм енергоефективності, геометричні співвідношення робочого простору ДСП з урахуванням особливостей сучасних енерготехнологічних режимів (ЕТР).

3. Дослідити особливості теплообміну в водоохолоджуваних елементах (ВЕ) і розробити енергоефективні ВЕ з просторовою структурою, в яких використовуються теплоізоляційні і теплоакumuлюючі властивості поновлюваного гарнісажу.

4. На основі досліджень гідромеханіки пилогазового середовища (ПГС) в робочому просторі ДСП розробити нові енергоефективні системи аспірації, що забезпечують зменшення та локалізацію неорганізованих викидів ПГС і зниження притоку повітря в піч.

5. Розробити наукові основи енергоефективних, екологічних напрямків утилізації ПГС для: нагріву скрапу в режимі, що виключає утворення токсичних PCDD/F; термохімічної регенерації (ТХР) природного газу; рециклінгу залізовмісних відходів на основі плавильно-відновного процесу (ПВП) в теплогенеруючій шлаковій ванні електричної печі з подовими електродами.

6. На основі дослідження ЕВТ в сталеплавильній ванні і теплового стану подового електрода (ПЕ) обґрунтувати оптимальні конструктивні параметри плавильного простору ДСППС за критерієм максимальної потужності ЕВТ-перемішування.

7. Удосконалити технологію виготовлення ПЕ з вузькою перехідною зоною мідь-сталь. Провести дослідження перспективного ПЕ з конвективним механізмом теплопередачі на основі рідкометалевого проміжного теплоносія.

8. Випробувати розроблені на основі досліджень технічні рішення стосовно геометрії ванни, ВЕ, системи аспірації, ПЕ в промислових умовах.

Об'єкт дослідження: процеси тепломасообміну, гідромеханіки, і електровихрових течій, що визначають енергоефективність ДСП.

Предмет дослідження: закономірності та параметри процесів тепломасообміну, гідромеханіки і електровихрових течій в робочому просторі електросталеплавильного агрегату.

Методи дослідження. В роботі використані теоретичні та експериментальні методи дослідження. Розрахунки виконано переважно в пакетах «Mathcad», «Excel» і «Delphi». Для ряду мультифізичних завдань використані пакети прикладних програм: «ANSYS», «CosmosFloWorks», «ELCUT». Верифікацію результатів чисельного моделювання проводили шляхом порівняння з експериментом на фізичній моделі і рішення тестових завдань. Промислові дослідження проводили на штатному обладнанні заводів.

Наукова новизна отриманих результатів.

1. Вперше теоретично обґрунтовано і експериментально підтверджено оптимальне, за критерієм енергоефективності, співвідношення діаметра і глибини ванни, що для різних енерготехнологічних режимів (ЕТР) становить 2,5–1,8 і дозволяє знизити втрати теплоти випромінювання з водою на 8,5–49 %; збільшити швидкість: нагріву ванни і плавлення скрапу на 12–25 %, зневуглецевлення на 5–18 %, дефосфорації на 3–25 %; скоротити втрати заліза при випаровуванні на 10–12 %.

2. Вперше, на основі математичного моделювання інтенсивної технології плавлення металошихти в ДСП і нагрівання рідкої сталі, встановлено, що коефіцієнт енергоефективності дуги знижується з 0,92–0,94 до 0,68–0,70 при еволюції окремих колодязів, що проплавляють електроди, до спільного колодязя, а збільшення діаметру розпаду електродів до 0,42–0,49 діаметру робочого простору сприяє зниженню питомої витрати енергії в ДСП різної місткості на 2,5–7,5 %.

3. Вперше встановлено, що в робочому просторі ДСП на трубчастій поверхні ВЕ діючі величини теплових потоків, що визначають термічні напруги й стійкість ВЕ, на 12–55 % перевищують значення, розраховані для плоскої поверхні, а частка конвективної і конденсаційної складових теплового навантаження на ВЕ становить в сумі 31–37 % теплового потоку випромінювання.

4. Вперше теоретично і експериментально отримані дані щодо теплового стану ВЕ з просторовою трубчастою структурою, що забезпечують зниження втрат теплоти з охолоджувальною водою на 20–35 % за рахунок формування теплоакумулюючого і теплоізолюючого шару гарнісажу.

5. Вперше розроблена концепція системи аспірації ДСП, заснована на спільному газодинамічному впливі розосередження і збільшення всмоктуючої поверхні з наближенням її до електродних зазорів. В чисельних дослідженнях показана можливість зниження неорганізованих викидів пилогазового середовища (ПГС) на 15–29 %, притоку повітря в піч на 20–25 %, виносу плавильного пилю з печі на 20–50 %, що підтверджено експериментально.

6. Вперше обґрунтовано використання теплоти і хімічного потенціалу відхідних газів ДСП для термохімічної регенерації (ТХР) природного газу з подальшим попереднім нагрівом скрапу спалюванням синтез-газу, що в умовах квазібезперервного «flat bath» процесу підвищує тепловий ККД печі на 5–6 %, знижує витрати природного газу на 21 % і емісію CO_2 на 9,8 %.

7. Вперше розроблено рідкофазний вуглецевотермічний плавильно-відновний процес (ПВП) в теплогенеруючій шлаковій ванні електричної печі з двома подовими електродами (ПЕ) і встановлено, що для отримання рідкого металізованого продукту в горні, відділеному від ПЕ шаром шлаку, множник, що враховує вплив конвекції у ванні, при коефіцієнті стаціонарної теплопровідності має становити не менше 2,7.

8. Вперше, на основі чисельних досліджень електровихрових течій (ЕВТ) в ДСП постійного струму (ДСППС) ливарного класу обґрунтовано застосування «глибокої» ванни, що спричинює в 1,3–8,4 рази більш потужне ЕВТ-перемішування для різних типів і варіантів встановлення ПЕ і, за рахунок

скорочення періода доведення сталі, сприяє зменшенню питомої витрати електроенергії на 3–9 %.

9. Вперше чисельними дослідженнями ЕВТ в анодній ямі ДСППС і теплопередачі через біметалічну перехідну зону ПЕ мідь-сталь з фазовим переходом встановлено, що рівноважна товщина твердої сталевих частини ПЕ знаходиться в критичній залежності від ширини перехідної зони, яка для сталої експлуатації ПЕ має не перевищувати 20–25 мм. Обґрунтовано концепцію ПЕ з конвективним механізмом теплопередачі за допомогою проміжного рідкометалевого теплоносія.

10. Отримали подальший розвиток дослідження теплообміну в ДСП ливарного класу в умовах неритмічної роботи. Визначено і експериментально підтверджено, що застосування ВЕ з просторовою структурою в місцях критичної стійкості футерівки не підвищує енергоспоживання ДСП при відносній площі ВЕ зводу до 15–20 % і знижує витрату вогнетривів в 1,4–2,5 рази.

11. Отримала подальший розвиток енерго-екологічна концепція утилізації теплоти відхідних газів ДСП. На основі дослідження двохстадійного процесу горіння СО в камері допалювання ДСП визначено співвідношення первинного і вторинного повітря 1 до 3,5, яке забезпечує досягнення ГДК СО шляхом організації зони сталого горіння і отримання теплоносія для нагріву скрапу з температурою до 500 °С, що виключає утворення токсичних PCDD/F.

Практична цінність отриманих результатів.

1. Розробки, здійснені на основі проведених досліджень, зокрема, по «глибокій» ванні ДСП, ВЕ з просторовою трубчастою структурою, системі аспірації ДСП, ПВП, ПЕ, захищені патентами України №№ 83990, 89362, 97745, 113510, 114435, 114437, 115178, 115191, 120432, 124333.

2. Комплекс енергоефективних рішень: «глибока» ванна, ВЕ з просторовою трубчастою структурою, система розосередженої аспірації реалізовано в новій розробці 15-т ДСП ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ), що забезпечує зниження енергоспоживання на 3–5 % і неорганізованих пилогазових викидів на 20–50 %.

3. ВЕ з просторовою трубчастою структурою, як загального призначення для стін і зводу, так і спеціальні рішення для захисту засобів інтенсифікації плавки і центральної частини зводу, впроваджені на заводах «великої» металургії з ДСП місткістю від 15 до 120 т: ПАТ «НКМЗ», ПрАТ «ДЕМЗ» (м. Донецьк), ТОВ «Камасталь» (м. Пермь, РФ), ТОВ «Електросталь» (м. Курахове). Розробки характеризуються зниженими на 20–35 % втратами теплоти з водою, забезпечують економію вогнетривів, високу стійкість і ремонтпридатність.

4. ВЕ з просторовою структурою, в точу числі, комбіновані ВЕ, впроваджені на заводах «малої» металургії з ДСП ливарного класу місткістю від 3 до 25 т: ПАТ «КСЗ» (м. Кременчук), ПАТ «Сумське НВО» (м. Суми), LLC «Rustavi Steel» (м. Руставі, Грузія). Розробки сприяють підвищенню енергоефективності печі за рахунок скорочення витрат вогнетривів на 6,5–11 кг/т і електродів на 1,2–1,5 кг/т.

5. Системи розподіленої і розосередженої аспірації впроваджені на 100-т ДСП ПрАТ «ДЕМЗ», 125-т ДСП ПАТ «ВМЗКО» (м. Волгоград, РФ), 15-т ДСП ПАТ «НКМЗ» та LLC "Rustavi Steel" і показали ефективну локалізацію неорганізованих викидів ПГС і зниження притоку повітря.

6. ПЕ з вузькою перехідною зоною мідь-сталь, виготовлені ПП «Фірма РОУД» (м. Київ) двохстадійним електрошлаковим наплавленням міді на сталеву заготовку, впроваджені на ТОВ «Феррокс» (м. Запоріжжя) і забезпечують роботу 12-т ДСППС.

7. Камера первинного знепилення ДСП малої місткості експлуатується в шатному режимі на 15-т ДСП LLC «Rustavi Steel» (м. Руставі, Грузія).

8. Розроблено загальні технічні рішення попереднього нагріву скрапу при двохстадійному притоці повітря в камеру допалювання для 50-т ДСП ТОВ «Електросталь», що виключають емісію PCDD/F, забезпечують економію електроенергії до 40 кВт/т, ГДК СО в газоходах.

9. Випробування рідкофазного вуглецевотермічного ПВП в електропечі з ПЕ на 200-кг пілотній установці ПП «Фірма РОУД» і ДВНЗ «ДонНТУ» (м. Донецьк) показало вихід придатного 71–94 % при витраті електроенергії 2,12–2,29 кВт/кг продукту, що, при меншій капіталомісткості, відповідає кращим аналогам «ITmk3» (США, Японія) і «OxySur» (ФРН).

10. Основні положення по розрахунку геометричних і енергетичних параметрів комплексу ДСП прийняті до використання в ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ) і ПП «Фірма РОУД» (м. Київ).

11. Результати дисертаційної роботи запроваджено в програмах учбових дисциплін ДВНЗ «Донецький національний технічний університет» (м. Покровськ).

Особистий вклад здобувача. Постановка завдань досліджень, обґрунтування наукових та методичних підходів до чисельних, лабораторних та дослідно-промислових експериментів, аналіз отриманих даних, формулювання положень наукової новизни та практичної цінності, висновків і технологічних рекомендацій за результатами досліджень здійснено безпосередньо автором. При підготовці публікацій вклад автора був визначальним. У роботах, які було опубліковано у співавторстві, здобувачем виконано наступне: аналіз і узагальнення літературних даних, розробка і обґрунтування методики експериментів [1,2,24,25,40,44–47]; розробка математичної моделі і чисельне моделювання процесів тепломасообміну в робочому просторі ДСП і порожнині ПЕ з рідкометалічним теплоносієм [3–5,10,11,42,44]; ідея та обґрунтування концепції і чисельне моделювання систем аспірації ДСП [13,15–19,22], термодинамічний аналіз ТХР природного газу в ДСП [31,35]; розробка методики і аналіз експериментальних даних [7–9,14,20,21, 33–35,37,38]. Автор приймав участь у впровадженні розробок в промисловості.

Апробація результатів дисертації. Основні результати дисертаційної роботи були представлені на 17 міжнародних конференціях: IV конгресі сталеплавильників (Москва, РФ 7–10.10. 1996); 9-th International Metallurgical Conference «Metal-2000» (Ostrava, Czech Republic, 2000); VI конгресі сталеплавильників (Череповець, РФ 17–19.10.1996); Першій міжнародній науково-практичній конференції «Реконструкция предприятий металлургии» (Москва, РФ, ГК «Измайлово», 29–30.11.2005); VII міжнародній науково - технічній конференції «Тепломасообмінні процеси в металургійних системах» (Маріуполь, ПДТУ, 6–8.09.2006); XIII міжнародній науковій конференції «Сучасні проблеми електрометалургії сталі» (Челябінськ, РФ, 2008); X конгресі сталеплавильників (Магнітогорськ, РФ, 15–17.10.2008); XXI міжнародній конференції «Казантип –

Еко 2013 (Щелкіне, АР Крим, Україна, 2013); Міжнародному науково-практичному симпозиумі «Низьковуглецеві відкриті інновації для регіонів України» (Донецьк, 2012); XV міжнародній науковій конференції «Сучасні проблеми електрометалургії сталі» (Челябінськ, РФ, 2013); International Conference «Advances in Metallurgical Processes and Materials» AdMet 2015 (Kyiv, Ukraine, 4-5 June 2015), AdMet 2018 (Lviv, Ukraine, 10-13 June 2018); Міжнародній науково-технічній конференції «Інформаційні технології в металургії та машинобудуванні» ITMM 2016 (Дніпро, НМетАУ 27.03.2016), ITMM 2017 (29.03.2017), ITMM 2018 (28.03.2018), ITMM 2019 (27.03.2019); Міжнародній конференції «Університетська наука 2017» (Маріуполь, 18–19.05.2017).

Публікації. Матеріали дисертації опубліковано в 63 друкованих роботах, в тому числі: 29 – в наукових фахових виданнях, рекомендованих МОН України, з яких 5 – в виданнях України и 3 – в виданнях іноземних держав, включених в міжнародні наукометричні бази; в 2 колективних монографіях; в 10 патентах України. Ряд робіт опубліковано в профільних виданнях і збірниках праць міжнародних наукових конференцій. Опубліковано 11 робіт без співавторів.

Структура і об'єм дисертації. Робота складається зі вступу, 8 розділів, загальних висновків, списку використаних джерел із 292 найменувань та 9 додатків. Дисертація має загальний об'єм 325 сторінок, містить 133 рисунки і 54 таблиці.

1. ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЧНА ХАРАКТЕРИСТИКА ТА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІСТЬ ДСП

1.1 ДСП в технологічних маршрутах сталеплавильного виробництва

Світовий ринок сталі перебуває в нестабільній ситуації: на тлі уповільнення темпів зростання в останні 15 років, в 2009 і 2015–16 рр. спостерігалось абсолютне скорочення виробництва, в 2017р. воно виросло на 5,3 % [1]. Дугові печі (ДСП) забезпечують 25–30 % обсягу світового виробництва сталі, поступаючи тільки киснево-конвертерному (КК) процесу [2]. Не рахуючи Китаю, що виплавляє половину всієї сталі при 6 % електросталі, внесок ДСП складає 40–45 %.

Можливість широкого вибору вихідної шихти і варіювання окислювального потенціалу в процесі плавки дозволяє використовувати ДСП як в технологічних маршрутах «великої» металургії при виробництві товарної продукції, так і в ливарних цехах «малої» металургії (рис. 1.1) [3–5].

В «великій» металургії сталь виплавляють двохстадійним процесом [3,4]: напівпродукт ДСП доводять в установках ківш-піч (УКП), і, при необхідності, вакуумної дегазації (VD) або зневуглицевлення (VOD/AOD). Товарну продукцію: сортову або листову заготовку отримують на машині безперервного лиття (МБЛЗ).

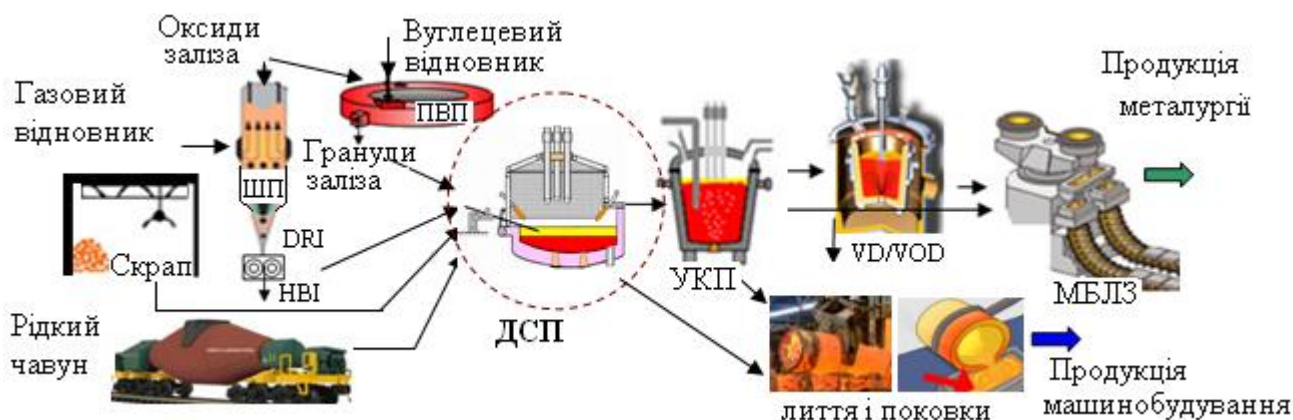


Рис. 1.1 – ДСП в технологічних маршрутах «великої» та «малої» металургії.

Технологічний маршрут зумовлює вид вихідної шихти ДСП. Скрап є шихтою ДСП міні-заводів [6–9], орієнтованих на регіональні потреби в сталі певних марок і профілів при мінімальних економічних і екологічних витратах.

Рідкий чавун (РЧ) використовують в ДСП інтегрованих заводів з доменними печами (ДП), або установками «Corex» компанії «VAI» (Австрія) [4,10]. Частка РЧ в шихті ДСП обмежена 30–40 % економічними та екологічними аспектами [11,12].

Металізовану сировину (МС) у вигляді окатишів (DRI - directly reduced iron), або брикетів (HBI - hot briquetted iron), виробляють в шахтних печах (ШП) твердофазним відновленням залізрудних матеріалів газом, переважно, за технологіями компаній «Midrex Technologies» (США, Японія) [13] і «Energiron & NYL» (Італія, Мексика) [14]. Зниження світових цін на природний газ дає перспективу роботи міні-заводів на привізній МС у вигляді HBI, як більш щільному і менш пірофорному, ніж DRI, матеріалі [15]. До категорії МС відносяться й гранули заліза «nuggets», отримані з рудних або техногенних залізовмісних матеріалів вуглецевотермічним процесом «ITmk3» компанії «Midrex Technologies» [16,17]. Процес здійснюють в газовій плавильно-відновній печі (ПВП) з обертовим подом.

Споживання енергії і емісія CO₂ технологічних маршрутів з виплавою сталі в ДСП, за даними [4,18–23], порівняно в табл. 1.1.

Таблиця 1.1

Енерго-екологічна характеристика технологічних маршрутів

Технологічний маршрут, шихта	Інтегрований завод		Міні-завод
	ДП–ДСП (40 % РЧ)	ШП–ДСП, ПВП–ДСП (70% МС)	ДСП (100 % скрап)
Витрати енергії, ГДж/т	18–21	14–15	2,75
Емісія CO ₂ , т/т	0,96	0,82	0,36–0,47

Перевага технологічних маршрутів ШП–ДСП, ПВП–ДСП та міні-заводу над маршрутом ДП–ДСП за енерговитратами і емісією CO₂ є суттєвою. Однак, всі технологічні маршрути в певних умовах є актуальними, оскільки ряд марок сталі, зокрема, для глибокої витяжки, потребують первородної шихті (чавун, DRI/HBI), чистої від домішок кольорових металів, що практично не видаляються в ДСП.

Печі постійного струму (ДСППС), в порівнянні з трифазними ДСП, характеризуються більш стійким горінням дуги, що сприяє зниженню угару заліза,

рівня шуму та флікер-ефекту [24,25], але інвестиційні витрати в ДСППС на 30 % вище [3]. В «великій» металургії переваги ДСППС багато в чому нівелюються швидкоплинністю плавки напівпродукту, але їх реалізують в «малій» металургії [25].

В Україні (13-е місце в світовому рейтингу 2018 р.) в останні 20 років побудовано п'ять міні-заводів з імпортними і вітчизняними ДСП розробки ПАТ «НКМЗ» [26,27]. Незначна частка української електросталі (5 %) обумовлена дефіцитом скрапу, відсутністю власного виробництва МС, нерозвиненістю ринку металопродукції [28]. Але є підстави для її зростання:

- потреба в утилізації техногенних залізовмісних відходів перспективним технологічним маршрутом ПВП-ДСП [29] (рис. 1.1);

- використання потужностей ДСП «малої» металургії, що простоюють у зв'язку з проблемами ринків збуту, для випуску ліквідної продукції: металочерепиці, профнастилу та огорож. Попит на неї (200–240 тис. т на рік, за даними компанії «Метінвест» (Україна) на 50 % і більш забезпечується металом з Китаю [30].

1.2 Характеристика ДСП як енерготехнологічного агрегату

В загальному випадку в роботі використовується термін «ДСП», як піч, що виплавляє напівпродукт за інтенсивною технологією «великої» металургії. Витрати газу, як правило, наведені в нм^3 , де буква «н» означає «за нормальних умов».

Схема, що відображає енерготехнологічні і геометричні параметри ДСП [3,4,31,32], представлена на рис. 1.2. Індексом у стрілок позначені потоки вихідних (стрілка в піч) матеріалів (M_1 – M_{10}) і енергоносіїв (E_1 – E_4), потоки продуктів плавки (стрілка з печі): основного (M^1 -метал) і побічних (M^2 -шлак, M^3 -пилогазове середовище), втрати енергії (E^1 – E^5), розглянуті в табл. 1.3, 1.4. Піч складається з корпусу і зводу, що утворюють робочий простір. Корпус включає подину 1 і каркас 2. Подина, футерована вогнетривами, формує ванну розплаву 3. У подині встановлені пористі пробки 4 для продувки ванни інертним газом і виконана еркерна область 5 з пристроєм 6 донного випуску сталі. Каркас являє собою циліндричну трубчасту раму з водоохолоджуваними елементами (ВЕ) та робочим

вікном 7. Звід містить каркас 8 з ВЕ, патрубком 9 для аспірації пилогазового середовища (ПГС), центральну вогнетривку частину 10 з отворами для електродів 11, воронку 12 для завантаження шлакоутворюючих (ШУ) та інших матеріалів.

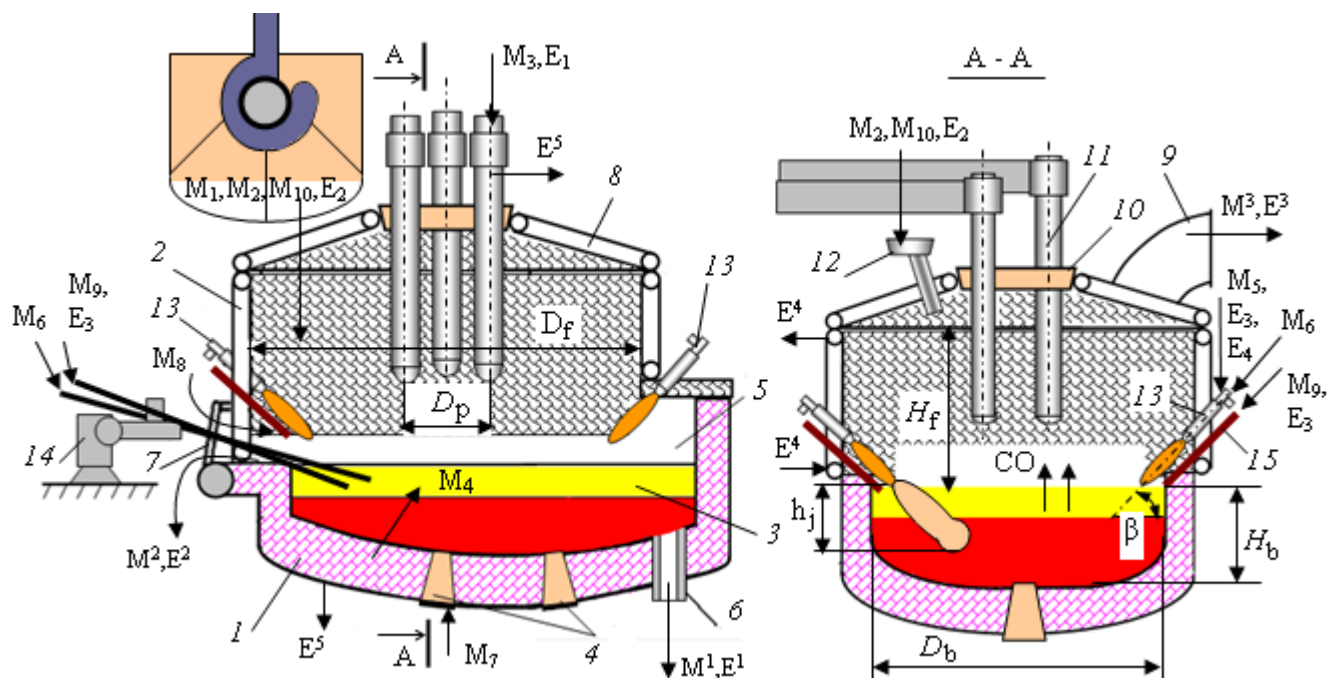


Рис. 1.2 – Схема робочого простору, технологічних і енергетичних потоків ДСП. Позначення - в тексті і табл. 1.3, 1.4.

Сучасна ДСП оснащена засобами інтенсифікації плавки (ЗІП) для введення хімічної енергії в технологічний процес. ЗІП включають комбіновані фурми-пальники (КФП) 13, універсальний маніпулятор (УМ) 14, інжектори 15 вуглецевмісного порошку (ВП) і донні пористі пробки 4. КФП мають два робочих режими: паливно-кисневого пальника (ПКП) і надзвукової кисневої фурми (НКФ). Практикою відпрацьовані рішення по установці ЗІП в печі: на відстані 0,4–0,5 м від рівня розплаву з кутом нахилу струменя до горизонту $\beta = 45\text{--}50^\circ$ в «холодних» зонах між електродами і в еркерній області, що сприяє інтенсифікації плавки.

Плавка за базовою технологією на скрапі включає період плавлення, який має один і більш етапів, і період нагріву металу до температури випуску (далі період нагріву). Параметри періодів плавки [3,4,31–33] розглянуті в табл. 1.2.

Таблиця 1.2

Енерготехнологічні параметри періодів плавки

Параметр	Характеристика параметра по періодах плавки	
	Період плавлення	Період нагріву
Технологічні задачі. Тривалість, % часу плавки	Розплавлення шихти, дефосфорація: 75–80 %	Зневуглецевлення, нагрів металу до температури випуску: 20–25 %
Електричний режим: потужність P_a , напруга U_a та струм I_2 дуги	Максимальні P_a , U_a та довжина дуги	$P_a = 0,6–0,8$ від P_a макс., $I_2 = I_2$ макс.
Режим ЗІП	ЗІП в режимі ПКП. Продувка ванни аргонном	КФП в режимі НКФ. Інжекція ВП в ванну. Продувка ванни аргонном
Режим газоутворення: питома витрата; склад, %; температура	150–200 нм ³ /т; 20–25 CO ₂ , 10–15 O ₂ , 5–7 CO, 5–10 H ₂ O, 50–60N ₂ ; 400–1000°C	200–250 нм ³ /т; 8–15 CO ₂ , 1–5 O ₂ , 15–25 CO, 60–70N ₂ , до 3 H ₂ O; 1400–1600°C
Режим пилоутворення	50–70 г/нм ³ ПГС	20–30 г/нм ³ ПГС
Витрата енергії в загальному балансі, %. Тепловий ККД печі η	80–85 %. $\eta=0,75–0,80$ завдяки екрануванню дуг шихтою	15–20 %. $\eta < 0,5$ через відкриту поверхню ванни, що випромінює

Термін «рідкий період» плавки є умовним, пов'язаний з роботою ЗІП в режимі операцій з рідкою ванною і включає частку періоду плавлення, коли випромінювання дуг вже не екранується шихтою, та період нагріву. Параметр «відносний час роботи під струмом» характеризує ступінь мінімізації технологічних пауз. Матеріальний і енергетичний баланс плавки [3,4,31,32–35] за базовою технологією, з урахуванням позначень на рис. 1.2, наведені в табл. 1.3 і табл. 1.4 відповідно.

1.3 Поняття енергоефективності ДСП і її складові

Питання енергоефективності ДСП розглянуті Ю. Тулуєвським і І. Зінуровим [3,35], Н. Pfeifer і М. Kirschen [23,34,36]. Теоретична питома енергія для отримання 1 т металу E_t , включаючи нагрівання шихти до температури плавлення t_m від вихідної t_0 , плавлення і перегрів розплаву до температури випуску t_t вважається корисною:

$$E_t = C_s(t_m - t_0) + q_m + C_l(t_t - t_m) \quad (1.1)$$

де C_s, C_l, q_m – середня для інтервалу температур теплоємність сталі в твердому і рідкому станах, теплота плавлення сталі, відповідно.

Таблиця 1.3.

Матеріальний баланс ДСП

Прихід, кг	Найменування статті		Індекс на рис. 1.2	Величина, кг
	Матеріали	Скрап	M ₁	1105
		Шлакоутворюючі	M ₂	43
		Електроди	M ₃	1,2
		Вогнетриви	M ₄	6
	Енергоносії	Природний газ	M ₅	5
		Кисень	M ₆	58
		Вода для охолодження (оборотна)		3500
		Аргон	M ₇	0,02
		Повітря (приток)	M ₈	140
		ВП	M ₉	11
Вугілля в завалку		M ₁₀	10	
Всього прихід (без води)			1379	
Витрата, кг	Метал		M ¹	1000
	Шлак		M ²	107
	Пилогазове середовище - в т.ч. плавильний пил		M ³	272 22
	Всього витрати		1379	

Таблиця 1.4.

Енергетичний баланс ДСП

	Найменування статті	Індекс на рис. 1.2	Величи нина	
			кВтг	%
Прихід	Електроенергія	E ₁	355	58
	Ентальпія шихти	E ₂	4	0,7
	Хімічна енергія в тому числі а)теплота екзотермічних реакцій: -окислення вуглецю -окислення заліза	E ₃	251	41
			211	35
			122	20
			78	12
	б) енергія ПКП	E ₄	40	6,3
Всього прихід		610	100	
Витрата	Ентальпія металу	E ¹	382	63
	Втрати енергії в тому числі: - ентальпія шлаку - з ПГС - з водою - інші втрати	E ² E ³ E ⁴ E ⁵	228	37
			58	9
			87	14
			66	11
			17	3
	Всього витрати		610	100

Складові E_t відображено на рис. 1.3. Із загальної величини 382 кВтг/т 74 % витрачається на нагрів шихти до температури плавлення, 19 % на плавлення і 7 % на перегрів рідкої сталі до температури випуску (1620 °С). Питома потрібна енергія

W_{Σ} включає електричну W_{el} і хімічну W_{ch} складові, покриває витрати корисної енергії E_t і компенсує всі види втрат енергії W_{loss} за час τ_t плавки масою M .

$$W_{\Sigma} = \left[\int_0^{\tau_t} W_e d\tau + \int_0^{\tau_t} W_{ch} \cdot d\tau \right] / M = E_t + \int_0^{\tau_t} E_{loss} \cdot d\tau / M \quad (1.2)$$

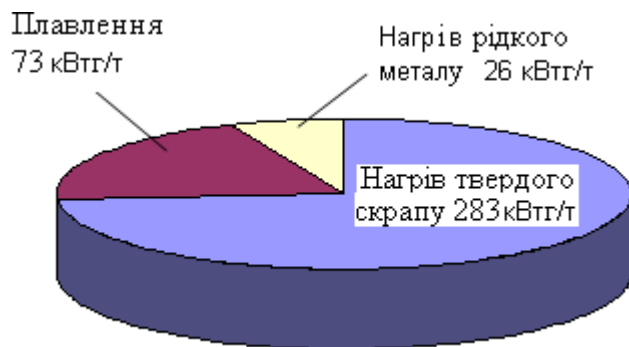


Рис. 1.3 – Складові теоретичної витрати енергії при виплавці сталі в ДСП.

Введення W_{el} в ДСП забезпечується електричною установкою; W_{ch} включає теплоту екзотермічних реакцій W_{ex} та енергію ПКП W_{fob} .

$$W_{ch} = W_{ex} + W_{fob} \quad (1.3)$$

Параметр W_{ex} оцінюють на основі вихідної концентрації i -го елементу A_i , теплового ефекту q_i та ступеня β_i його окислення:

$$W_{ex} = \sum_{i=1}^n A_i q_i \beta_i \quad (1.4)$$

Основний внесок у W_{ex} (90 %) дають реакції окислення вуглецю та заліза.

В умовах інтенсивної технології і застосування ВЕ, ентальпію шихти, якщо не передбачений її попередній нагрів, зазвичай не враховують, як і ентальпію футерівки, що може бути як прибутковою, так і витратною статтею енергобалансу.

Електричні активні і реактивні втрати в трансформаторі та короткій мережі, включаючи графітовані електроди, складають 5–8 % [3,36]. До 2–3 % енергії втрачається теплопровідністю через футерівку і електроди і розсіюється

конвекцією, до 1–2 % втрачається при завантаженні шихти. Основна частина статті втрат енергії припадає на втрати з ПГС E_{gde} , охолоджуючою водою E_{wce} і шлаком E_{sl} (табл. 1.3). Для аналізу енергоефективних рішень допустимо прийняти:

$$E_{loss} = E_{gde} + E_{wce} + E_{sl} \quad (1.5)$$

Енергоефективність ДСП, згідно Н. Pfeifer і М. Kirschen [36], визначають коефіцієнтом використання енергії всіх видів η (1.6). На думку Ю. Тулуєвського і І. Зінурова [3], вираз (1.6) не враховує енерготехнологічних особливостей ДСП, істотних відмінностей в ефективності використання та вартості електричної та хімічної складових W_{Σ} . Проблема вирішується введенням окремих коефіцієнтів енергоефективності η_k для окремих енергій W_k : електричних дуг, ПКП, екзотермічних реакцій окислення вуглецю, включаючи допалення СО, та інших елементів розплаву. Рівняння енергобалансу набуває вигляду (1.7).

$$\eta = E_t / W_{\Sigma} \quad (1.6) \qquad \sum_{k=1}^m W_k \cdot \eta_k = E_t \quad (1.7)$$

Вираз (1.7) дає оцінку ККД печі і енергоефективності складових з урахуванням цін на енергоносії і дозволяє порівняти різні рішення. Разом з тим, значення ряду коефіцієнтів потребують уточнення для конкретних умов [3].

Основними статтями втрат енергії (табл. 1.4) є теплота випромінювання, що поглинається в ВЕ, ентальпія ПГС і шлаку. Крім втрат енергії, із ПГС відбувається емісія плавильного пилу (табл. 1.3), і при цьому втрачається 2,2–2,5 % заліза [35].

В роботі розглядаються шляхи мінімізації 68 % (25 із 37) загальних втрат енергії і 23% (2,5 із 11) загальних втрат заліза в ДСП (рис.1.4).

Беручи до уваги ціни ЄС на енергоносії і скрап та дані табл. 1.1 по емісії CO_2 , 1% зниження втрат теплоти обертається економією 0,13 €/т і зменшенням емісії CO_2 на 0,8–1,0 кг/т, а 1 % зниження втрат заліза економить 0,05 €/т. Для умов РФ, відносна вартість видів енергії, що застосовують в ДСП, з урахуванням витрат на її отримання та ступеня засвоєння в рідкій ванні, наведені в табл. 1.5 [37].

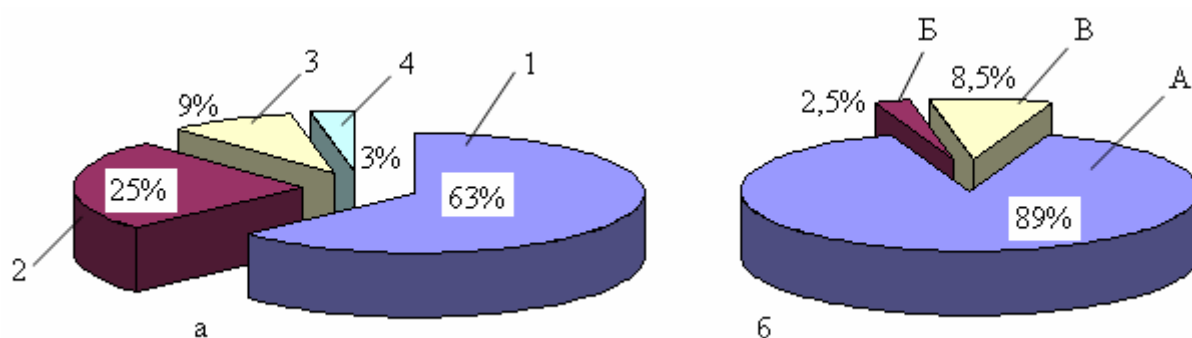


Рис. 1.4 – Витратна частина енергетичного (а) і матеріального балансу заліза (б) в ДСП. 1–корисна енергія, 2–втрати з ПГС і водою, 3 – втрати зі шлаком, 4– інші втрати. А–сталь, Б– втрати заліза з плавильним пилом, В–втрати заліза зі шлаком.

Таблиця 1.5

Економічна сторона альтернативного енеогозабезпечення ДСП

Вид енергії	Засвоєння, %	Відносна вартість
Електроенергія	75	1
Енергія окислення заліза газоподібним O_2	100	2,37
Енергія окислення вуглецю газоподібним O_2	60	1,25
Енергія ПКП (паливо - природний газ)	50	0,32
Енергія від рідкого чавуну (фізична та хімічна теплота при $1300^{\circ}C$)	100	1,89

1.4 Енерготехнологічні режими ДСП

У ДСП реалізують енерготехнологічний режим (ЕТР), відповідний технологічному маршруту, вихідній шихті і організації її плавлення (табл. 1.6). Спільними елементами ЕТР є: отримання стандартного напівпродукту з залишенням «болота», альтернативне енергозабезпечення та робота зі вспіненим шлаком.

ЕТР за варіантом 1 характерний для ДСП міні-заводів [33]. Його показники є базою порівняння. ЕТР за варіантом 2 [11] застосовують на інтегрованих заводах з доменним виробництвом, зокрема, при заміні мартенівських печей ДСП [12]. ЕТР за варіантом 3 використовують на інтегрованих заводах з виробництвом МС, міні-заводах, що працюють на НВІ, заводах по переробці техногенної або рудної

сировини за схемою ПВП-ДСП [40]. Перевагою є чистота МС по шкідливим домішкам (сірка, фосфор, кольорові метали). ЕТР за варіантом 4 реалізують у квазібезперервних сталеплавильних «flat-bath» процесах, де, в порівнянні з базовим, є підвищений вихід придатного, стабільний електричний та тепловий режими, знижений рівень шуму і флікер-ефекту.

Таблиця 1.6

Порівняльна характеристика ЕТР, що реалізуються в ДСП

Технологічні характеристики	Варіант ЕТР. Вихідна шихта.			
	1. Базовий. Скрап	2. Скрап, РЧ (40 %)	3. Скрап, МС (70 %)	4. «Flat bath». Скрап 300°C
Відмінні ознаки	Завантаження скрапу в піч баддями	Заливка РЧ після завантаження скрапу	Завантаження DRI через отвір в зводі	Безперервне завантаження скрапу в рідку ванну
Характер процесу плавлення шихти.	Періодичний	Періодичний	Періодичний	Квазібезперервний
Переважаючий спосіб теплопередачі	Випромінювання	Випромінювання і конвекція	Випромінювання і конвекція	Конвекція
Перепад температури: джерело - шихта	6000–5000К	5500–1350К	5500–1550 К	1350–1300 К
Електричний режим горіння дуги	Нестабільний	Відносно стабільний	Відносно стабільний	Стабільний
Режими ЗПП.	ПКП, НКФ	НКФ	НКФ	НКФ
Маса «болота», %.	15–20	20–25	15–20	50–60
Продуктивність печі, т/(год·МВА)	1,5–1,8 [37,38]	2,1 [11,12]	1,2–1,4 [23]	1,6–2,3 [38,39].
Витрата електроенергії, відн. одиниць	1	0,86	1,08	0,95

Для наведених в табл. 1.6 варіантів ЕТР дана порівняльна оцінка питомої витрати електроенергії W_{el} на основі статистичної моделі S. Köhle [41]. ЕТР за варіантом 2 менш енергоємний, ніж базовий: заміна 1 % скрапу РЧ, враховуючи теплоту реакцій окислення домішок, дає економію в середньому 4,5 кВтг/т [42]. ЕТР

за варіантом 3 більш енерговитратний, ніж базовий. Заміна 1 % скрапу холодним МС веде до зростання W_{el} на 1–2 кВт/т [42] за рахунок домішок породи [43]. Доцільним є завантаження в ДСП гарячого МС зі ступенем металізації більше 93 % і вмістом вуглецю вище 3–4 % [43]. ЕТР «flat bath» процесу за варіантом 4 менш енерговитратний, ніж базовий, за рахунок ентальпії попередньо нагрітого скрапу.

1.5 Теплофізичні аспекти проблеми енергоефективності ДСП

В сучасних ДСП з базовим ЕТР, за даними «Association for Iron & Steel Technology» (США) [39], можливості ефективного використання енергії дугового розряду близькі до граничних: введення енергії понад 1–1,2 МВА/т практично не впливає на тривалість плавки (рис. 1.5а). Характерні графіки введення (рис. 1.5б) та втрат енергії (рис. 1.5в) [44] показують, що питання засвоєння енергії шихтою, зниження та утилізації її втрат, диверсифікації енергозабезпечення є актуальними.

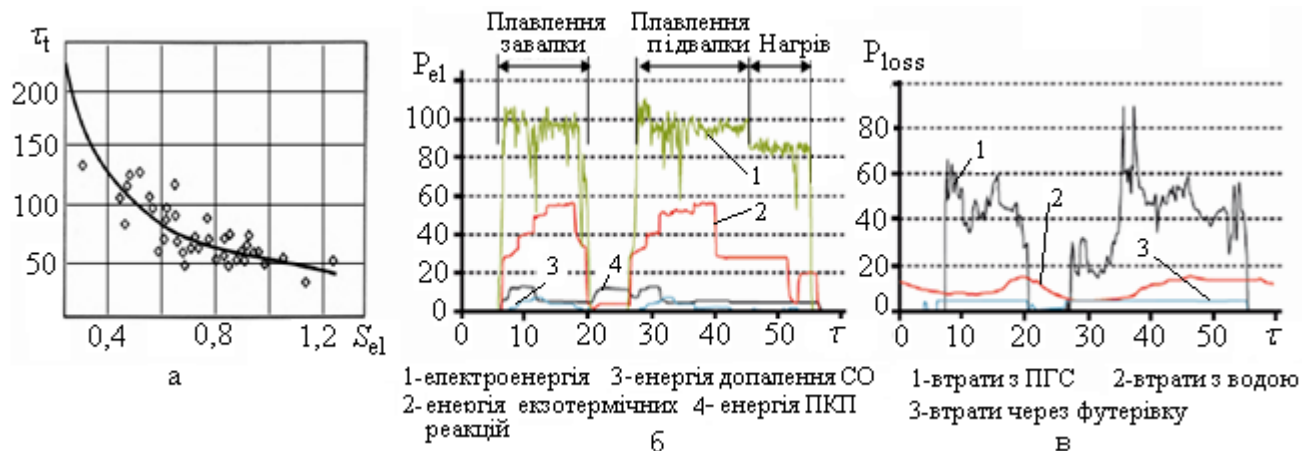


Рис. 1.5 – Залежність часу плавки τ_t , хв. від питомої потужності печі S_{el} , МВА/т (а). Графіки вводу P_{el} (б) та втрат енергії P_{loss} , МВт (в) по ходу плавки τ , хв.

1.5.1 Період плавлення. Вплив геометричних параметрів корпусу печи

Період плавлення є найбільш енергоємним етапом плавки і характеризується нестационарністю теплообміну через випадкового характеру зміни параметрів

генерації і поглинання теплоти (обвали шихти, короткі замикання). Схема процесу плавлення при базовому ЕТР та зміна за часом плавки коефіцієнтів енергоефективності електричних дуг η_a , ПКП η_{fob} та екзотермічних реакцій η_{ex} , згідно з [3, 34,36,45], наведені на рис. 1.6.

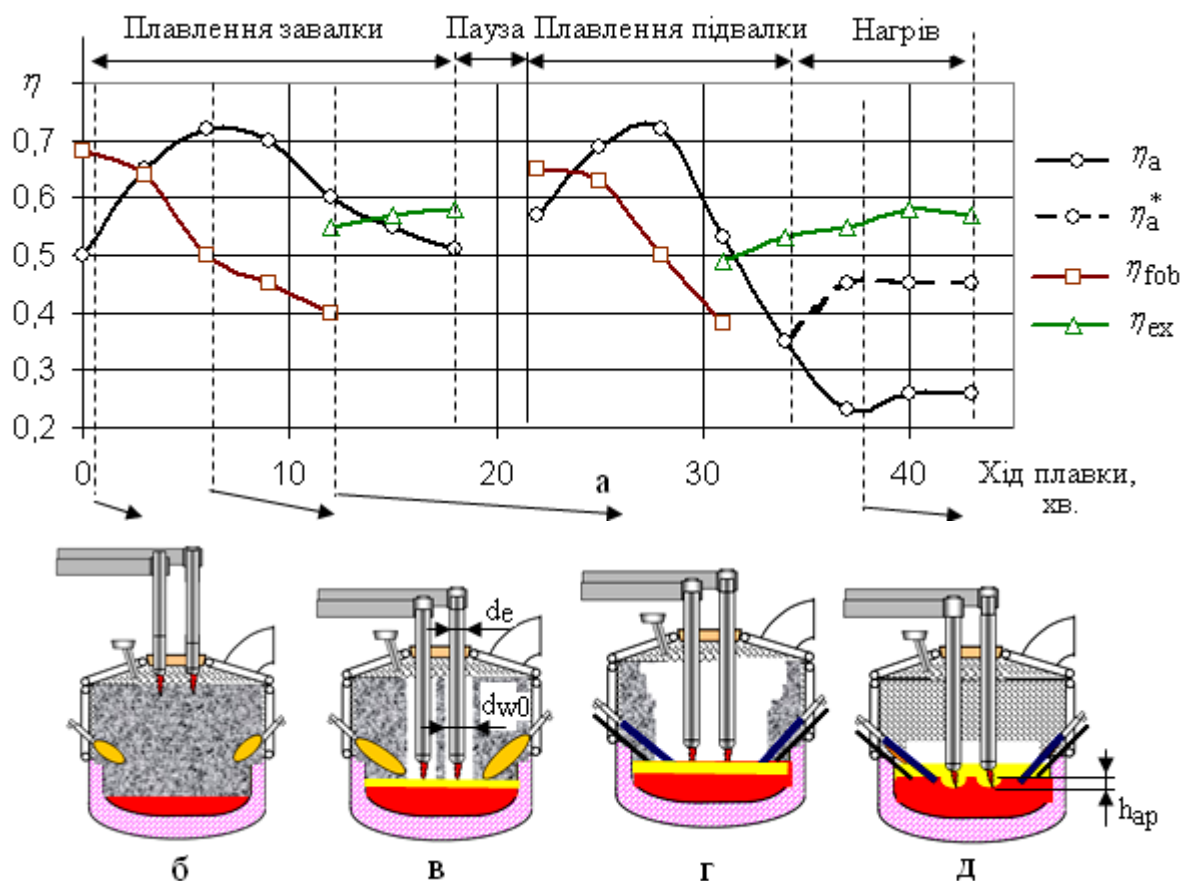


Рис. 1.6 – Коефіцієнти енергоефективності по ходу плавки.

При опусканні електродів діаметром d_e в шар шредерного скрапу протягом 2–3 хвилин формуються колодязі діаметром $d_{w0} = (1,2-1,5)d_e$ [46,47]. У процесі плавлення окремі колодязі зливаються в спільний. Подальше обвалення стінок колодязя супроводжується різким зростанням втрат енергії випромінювання з водою через поверхню ВЕ. На етапі горіння дуг в колодязі розплавляється до 15 % шихти [48]. Передача енергії шихті в колодязі здійснюється, переважно, випромінюванням дуги з температурою 5000–6000 К [49], поверхні електродів зі змінною по висоті температурою від 3200 до 600 К [50], рідкої ванни на дні

колодязя. Оцінка щільності теплових потоків випромінювання в колодязі 100-т ДСП становить близько 10 на початку плавлення і 1 МВт/м^2 в кінці [51].

Окремі коефіцієнти енергоефективності η_a та η_{fob} мають максимальне значення на початковому етапі плавлення, коли шихта холодна і теплообмін здійснюється в колодязях (рис. 1.6в) і сягають, згідно з [3], 0,7–0,75 і 0,6 відповідно. Виняток становить коротка фаза заглиблення дуг в шар шихти, коли частина енергії випромінюється на ВЕ зводу (рис. 1.6б). З підвищенням температури шихти до 900–1000 °С і обваленням стінок колодязів (рис. 1.6г) η_{fob} і η_a знижуються, що, в умовах зростання окислення заліза продуктами горіння палива, зумовлює перехід КФП з режиму ПКП в режим НКФ [3,52].

Коефіцієнт η_{ex} проявляє себе в умовний «рідкий» період плавки (рис. 1.6г), коли КФП працюють в режимі НКФ. Оцінка η_{ex} для реакцій: окислення С до СО, окислення заліза і допалювання СО до СО₂ дана на основі [3, 34,36,45].

Вплив на процес теплообміну в ДСП в період плавлення можливий через варіювання насипної щільності шихти, електричного режиму, діаметру розпаду електродів і висоти робочого простору печі [3,4].

Через нелінійність вольт-амперної характеристики дуги спостерігається екстремальний характер активної потужності P_a , що виділяється в дузі, і витрати електроенергії W_{el} , від сили струму I_2 у вторинному ланцюзі (рис. 1.7) [3,35].

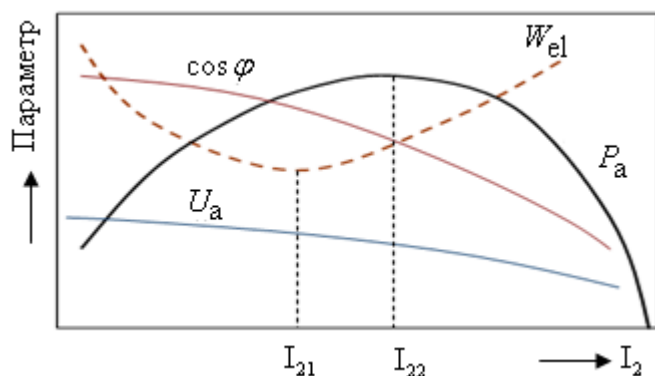


Рис. 1.7— Якісна залежність електричних параметрів ДСП від струму вторинного ланцюгу I_2 .

Напруга дуги U_a і коефіцієнт потужності $\cos \varphi$ з ростом I_2 монотонно зменшуються. Росходження значень сили струму I_{21} , відповідного мінімуму W_{el} , та

I_{22} , відповідного максимуму P_a та продуктивності печи, обумовлено різною природою джерел енергії W_{el} та W_{ex} . Специфікою електричного режиму періоду плавлення є ввід максимальної потужності та робота на довгих дугах (максимальний ступінь U_d) з $\cos\varphi = 0,77-0,80$ [3] на висхідній гілці кривої $P_a(I_2)$.

З метою рівномірного тепловиділення в робочому просторі ДСП, О. Сосонкін і М. Шішіміров [53], на підставі світлового моделювання, запропонували збільшити відношення D_p / D_f (рис. 1.2) до 0,2–0,25. Згідно з [54], така зміна не виходить за рамки традиційної геометрії печі.

Практика компаній США «Steel Dynamics Inc.» [55] і «Gerdau Ameristeel» [56] щодо збільшення висоти каркаса 100–120-т ДСП на 1,4 м дозволила завантажувати скрап в один прийом і, за рахунок цього, підвищити продуктивність печі на 6–8 %. Зростання довжини електродів потребує рішень по механічному обладнанню.

Математичні моделі, що описують, з певними припущеннями, процеси тепломасообміну, лежать в основі алгоритму управління ЕТР. Статистична модель S. Köhle [42], розвинена в роботах Н. Pfeifer і М. Kirschen [34,36], дає порівняльну оцінку енергоспоживання ДСП при різних ЕТР, але обмежена в можливостях аналізу нових техніко-технологічних рішень. Двовимірні динамічні моделі R. MacRosty і С. Swartz [57]; Ю. Станкевича, В. Тимошпольского та ін. [47]; V. Logar, D. Dovžan, I. Škrjanc [58–60]; а також трьохвимірна модель F. Opitz і P. Treffinger [46] охоплюють процеси як при плавленні, так і в рідкій ванні. В рамках сполученої задачі перенесення теплоти і маси вирішується система рівнянь збереження маси, імпульсу і енергії з урахуванням руху середовищних меж і фазових переходів, що дозволяє, зокрема, дати оцінку впливу насипної щільності скрапу ρ_b на динаміку його плавлення. Для 100-т ДСП тривалість плавлення знижується приблизно вдвічі при шредерному скрапі ($\rho_b = 0,8 \text{ т/м}^3$) в порівнянні з оборотним ($\rho_b = 1,8 \text{ т/м}^3$) [46]. З урахуванням впливу ρ_b на угар заліза [61], дають прогноз техніко-економічних показників печі. За розрахунковим переміщенням утворюючої стінки колодязя проводиться оцінка втрат теплоти з водою. Для 100-т ДСП (80 МВА) модель [59] дає втрати 15 % введеної енергії, що узгоджується з практикою.

М. Цимбаліст [62]; В. Карасьов, К. Сутягін [63] розглядають альтернативний механізм теплопередачі шляхом випаровування заліза в зоні горіння дуги та конденсації парів на поверхні шихти та оцінюють цей фактор в сумі 20 кВт/т на 1% випаровування. Практичних досліджень з цього приводу немає.

Одним з технологічних завдань періоду плавлення є дефосфорація сталі. Згідно з термодинамікою, дефосфорації сприяють [31,32]: порівняно низька температура, підвищений вміст оксидів заліза і CaO в шлаці. Оптимальна основність шлаку дорівнює 2,5–2,8 при $\text{CaO/FeO} = 3\text{--}3,5$. Кінетика процесу визначається міжфазною поверхнею метал-шлак і інтенсивністю циркуляції розплаву. Не дослідженим є процес видалення фосфору у краплях скрапу, що проходять через шар шлаку.

1.5.2 Період нагріву. Вплив геометричних параметрів ванни

«Болото», що залишають в печі, ініціює формування рідкої ванни. Його величина визначається з умов перевищення суми ентальпій частини шихти, що займає об'єм «болота», і самого «болота» ентальпії розплаву при температурі ликвидус. При базовому ЕТР доля «болота» 15–26 % маси плавки [64]; для процесів «flat bath», в умовах конвективного плавлення, є необхідним «болото» в 50–60 % маси плавки [49].

Період нагріву при базовому ЕТР (табл. 1.2, рис. 1.6) проводять на 70–80 % електричної потужності та підвищеній силі струму, з $\cos\varphi = 0,60\text{--}0,70$ [3] на низхідній (рис. 1.7) гілці кривої $P_a(I_2)$. Електродинамічний тиск дуги заглиблює її у ванну на $h_{ap} = 1\text{ мм/кА}$ [65] (рис. 1.6д), що, спільно з використанням спіненого за допомогою ЗП шлаку [31,32], сприяє більш ефективному нагріву ванни. Проте, в період нагріву, показник енергоефективності дуги є найнижчим, більш ефективно утилізується теплота екзотермічних реакцій (рис. 1.6а,д), а ступінь використання енергії допалення СО, зазвичай, не перевищує 20–25 %, [3,31,45].

Проблема підвищених втрат теплоти випромінюванням в ДСП посилюється традиційними уявленнями технологів про раціональність мілкої і плоскої ванни [66]. Відношення діаметра ванни до її глибини D_b / H_b (рис. 1.2) становить в ДСП 4,5–6,0

[54], тоді як в конвертері 0,9–1,1. Таким чином, ванна ДСП є плоскою і «дрібною», на відміну від «глибокої» конвертерної, що було обумовлено рівнем техніки середини ХХ століття: класична технологія [32] з рафінуванням сталі в печі на міжфазній поверхні метал - шлак, прагнення до завантаження шихти в один прийом, зменшення потужності випромінювання дуг на стіни, мінімізація втрат теплоти через футерівку. Дані про геометрію ванни радянських ДСП виробництва ПАТ «Сибелектротерм» (РФ) [67] і сучасних ДСП провідних компаній [68–70], наведені в табл. 1.7, свідчать про певну тенденцію до зниження D_b / H_b в сучасних ДСП відносно класичних.

Таблиця 1.7

Геометричні параметри ванни ДСП в історичній перспективі

Місткість ДСП, т	ДСП з баддєвим завантаженням шихти				ДСП з конвеєрним завантаженням шихти	
	6–200	110	160	190*	170	420
Завод (країна)	Заводи колишнього СРСР	«Acciaierie B. Safau» (Італія)	ОАО «НСММЗ» (РФ)	ПАО «ДМЗ» (Україна)	ОАО «Ашинський МЗ» (РФ)	«Tokyo Steel» (Японія)
Рік	До 1991	1998	2006	2013	2010	2011
Виробник	ВО «Сибелектротерм»	«Danieli SpA» (Італія)	«VAI-Fuchs» (ФРН)	«Siemens-VAI» (ФРН)	«Tenova SpA» (Італія)	«Tenova SpA – Danieli»
D_b / H_b	5,1 (середнє)	3,9	3,8	4,5	3,9	4,3

* З використанням до 40 % рідкого чавуну в шихті.

Процеси тепломасообміну в рідкій ванні, стосовно до завдань періоду нагріву, (табл. 1.2) в значній мірі досліджено і відображено в математичних моделях.

У чисельній моделі D. Guo і G.Irons [71] показано, що в ДСП близько 80 % введеної енергії передається випромінюванням, 15–18 % теплопровідністю безпосередньо в ванну та 2–5 % втрачається в електродах як теплота Джоуля.

О. Gonzales, М. Ramirez-Argaez і F. Conejo [72] чисельно досліджували перенос теплоти вільною конвекцією в рідкій ванні 180-т ДСП від гарячих зон під

електричними дугами. Рушійною силою є градієнт щільності, викликаний градієнтом температури ванни. Показано, що при збільшенні довжини дуги з 0,25 до 0,45 м, середня швидкість потоків у ванні зростає на 6 %. Разом з тим, вплив шлаку і глибини ванни не враховували. Примусове перемішування ванни аргонном з витратою 3–10 м³/год скорочує тривалість плавки в 75-т ДСП на 3,3 % [45,52], що в енергобалансі (табл. 1.3) визначає економію до 20 кВт/т.

У тривимірній чисельній моделі J.-C. Gruber, T. Echterhof і H. Pfeifer [50], досліджували вплив високотемпературного регіону дуги на формування газових потоків і горіння CO, дана оцінка втрат енергії в зв'язку з притоком в піч холодного повітря, використання енергії допалення CO. Із залученням експериментальних даних [73] отримано поле температур поверхні електродів і ванни 120-т ДСП (рис. 1.8).

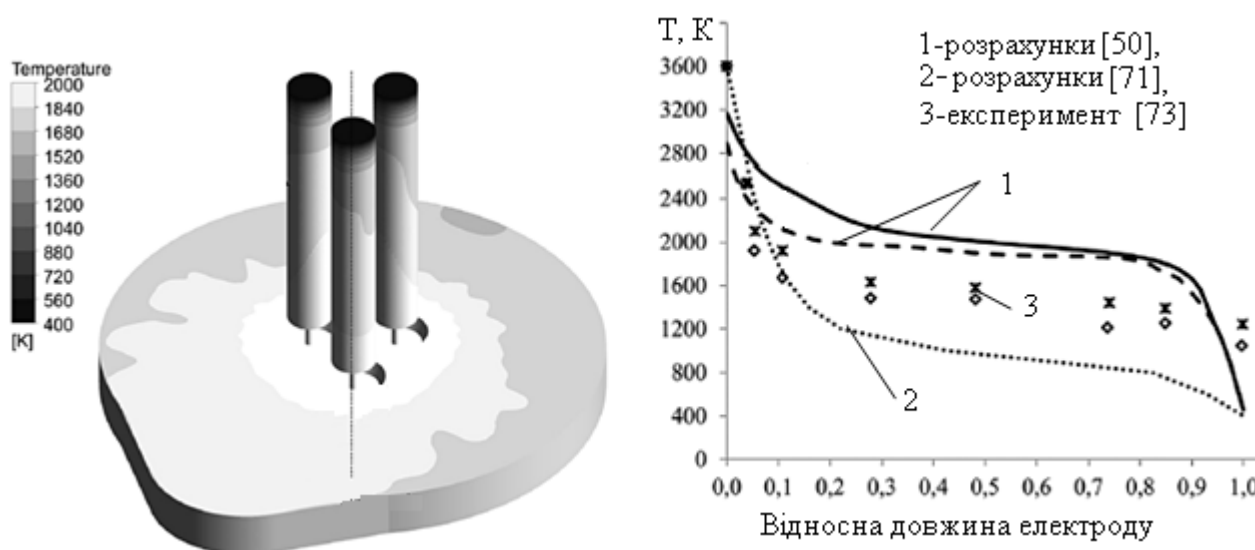


Рис. 1.8 – Розподілення температури електродів і ванни ДСП [50].

Дослідження впливу геометричних співвідношень сталеплавильної ванни на теплотехнологічні показники ДСП базується на загальновизнаних емпіричних даних, що описують процеси тепломасообміну в цих умовах. М. Kawakami, R. Takatani, L. Brabie [74] отримали критеріальні рівняння для теплопереносу $Nu=f(Re,Pr)$ і масопереносу $Sh=f(Re,Sc)$ (де Nu , Re , Pr , Sh , Sc - числа Нуссельта, Рейнольдса, Прандтля, Шервуда і Шмідта відповідно). D. Guo, D. Swickard, M. Alavanjaetal [75]

визначили залежність коефіцієнту тепловіддачі в сталеплавильній ванні α_{con} , Вт/(м²К), а K. Nakanishi, T. Fujii, J. Szekely [76] - тривалість гомогенізації ванни по температурі і складу τ_{mix} , с від потужності перемішування N_{mix} , Вт/т.

$$\alpha_{con} = 7412 \cdot N_{mix}^{0,2} \quad (1.8)$$

$$\tau_{mix} = 800 \cdot N_{mix}^{-0,4} \quad (1.9)$$

Подальші дослідження [77–80] показали, що в конкретних умовах ступінь N_{mix} в (1.9) може змінюватися від (–0,33) до (–0,4) в залежності від глибини ванни і інтенсивності продувки, та коригуватись коефіцієнтом при N_{mix} . Однак, вплив співвідношення D_b / H_b при незмінній масі плавки на τ_{mix} не досліджували.

J. Li, G. Brooks, N. Provatas [81,82] вивчали динаміку плавлення зразків у ванні рідкої сталі, моделюючи умови процесу «Consteel». Показано, що збільшення діаметра зразка в 1,5 рази веде до зростання часу існування наплавленої кірки і повного розплавлення зразка приблизно вдвічі, а попередній нагрів зразків до 800 °С знижує ці параметри, відповідно, в 20–25 і в 1,7 рази. Результати задовільно описуються в рамках залежностей (1.8,1.9), а оцінка α_{con} відповідає [74].

А. Гришин [83] на холодній моделі досліджував кінетику плавлення МС у вигляді окатишів (лід) радіусом r в ванні ДСП (вода), що барботується бульбашками повітря. Отримано близькі до лінійних залежності $dr / d\tau$ (де τ -час), що є прямо пропорційними питомій витраті газу і перегріву ванни, та обернено пропорційні вихідному розміру окатишу. При цьому не моделювали намерзання і плавлення скоринки на зразку і не варіювали глибину ванни.

Дискусійним є питання щодо співвідношення продуктивності ДСП з базовим ЕТР, що передбачає переважне плавлення шихти електричною дугою, та ЕТР «flat bath» процесу з конвективним механізмом плавлення скрапу в рідкій ванні. Ю. Тулуєвський, І. Зінуров, В. Швер [38,39] вважають, що в умовах технології «Consteel», питома на 1МВА продуктивність не може бути вище, ніж при базовому ЕТР, в силу меншого перепаду температури між середовищами, що віддає та приймає теплоту, як рушійної сили процесу. Протилежна думка М.

Marcozzi, M. Guzzon [49] заснована на результатах досліджень J. Li, N. Provatas, G. Brooks, G. Irons плавлення фрагментів скрапу в рідкій сталі [81,82,84].

О. Белковський, М. Краснянський та Я. Кац [85] на основі (1.9) дали оцінку щільності теплового потоку, що діє на фрагмент скрапу в процесі «Consteel», яка на порядок перевищує розрахункову щільність теплового потоку в колодязі при плавленні скрапу дугою. Результат уявляється завищеним, але в даному контексті цікавим є можливість впливу глибини ванни на швидкість плавлення скрапу.

Компанія «Nippon Steel» (Японія) [86] для «flat bath» процесу запропонувала дугову піч з локально поглибленою ванною в місці вивантаження шихти з конвеєра, що при пневматичному перемішуванні має, за задумом розробників, прискорити процес плавлення скрапу.

О. Белковський і Я. Кац [87] шляхом розрахунків визначили, що найкращі показники щодо питомої витрати електроенергії і відносного часу роботи ДСП під струмом досягаються при $D_b / H_b = 1$ за рахунок зниження втрат теплоти випромінюванням, а максимум потужності перемішування сталі при вуглецевому кипінні ванни - при $D_b / H_b = 2,6$. Однак в дослідженнях не було враховано випромінювання поверхні електродів, роль якого у втратах теплоти з водою зростає зі зменшенням D_b / H_b . У той же час, поверхня подини, як фактор вуглецевого кипіння, в сучасній технології з інжекцією ВП грає другорядну роль, з огляду на значно більш розвинену поверхню частинок порошку.

Резюмуючи, слід відмітити, що в дослідженнях і розробках з підвищення енергоефективності ДСП, оптимізації геометричних параметрів D_b, H_b, D_p (рис. 1.2) не приділено належної уваги. В умовах інтенсивної технології акумуляція теплоти та стійкість футерівки, міжфазна поверхня шлак-метал, а, для процесів «flat bath», і геометричні співвідношення каркасу і ванни, не є критичними параметрами при виплавці напівпродукта завдяки позапічній обробці. Тому, дрібна і плоска ванна є фактором підвищених втрат теплоти випромінюванням. Геометричні параметри плавильного простору ДСП мають бути встановлено з урахуванням особливостей ЕТР, щоб забезпечити максимальну енергоефективність печі.

1.6 Мінімізація, локалізація та утилізація втрат енергії та заліза в ДСП

1.6.1 Втрати енергії з охолоджуючою водою

Впровадження ВЕ в 70–80-х рр. вирішило проблему стійкості футерівки, що забезпечило конкурентоспроможність ДСП в «великій» металургії, незважаючи на зростання втрат теплоти з водою до 12–15 % введеної енергії [3,4,31,32].

Недоліком перших кесонних ВЕ [88] (рис.1.9) був підвищений тепловий опір через випадіння солей жорсткості в застійних зонах [89], що став причиною появи трубчастих ВЕ. Чавунні холодильники з залитими сталевими змійовиками [90] (рис. 1.9б) та мідні композитні панелі з протяжними теплопровідними ребрами (рис. 1.9в) [91], спрямованими до робочої поверхні, знайшли застосування в руднотермічних печах, що працюють при стаціонарному тепловому режимі та без значних механічних навантажень [92], а також для локального безпечного охолодження футерівки ДСП в області шлакового пояса і еркера [93].

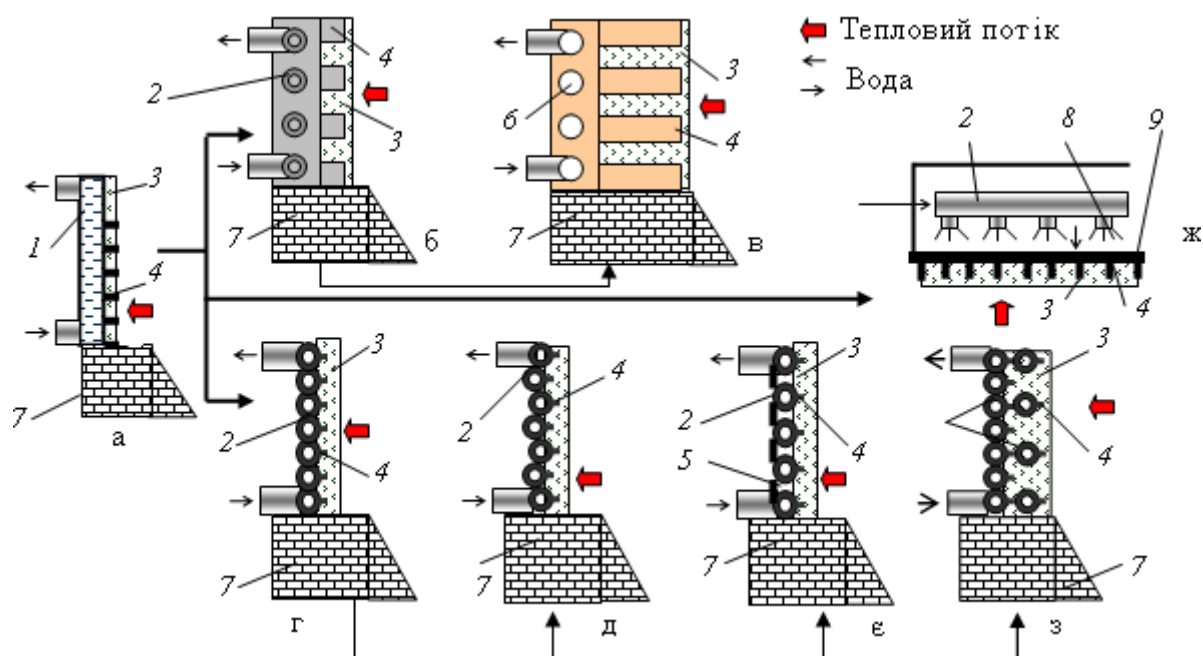


Рис. 1.9 Водоохолоджувані елементи ДСП. 1–кесон, 2–сталеві труби, 3–гарнісаж, 4–ребра (шипи), 5–зазор між трубами, 6–канали для води, 7–футерівка, 8–форсунка, 9–поверхня охолодження. Позначення – в тексті.

Спрейерна система (рис. 1.9ж) [97] не набула поширення в ДСП високої потужності через недостатню інтенсивність охолодження і надійність сопел.

Для зниження втрат теплоти з водою прагнуть використовувати в ВЕ теплоізолюючі і теплоакумулюючі властивості шлакового гарнісажу. К. Kruger, А. Ehrbar, К. Timm [98], показали, що гарнісаж на панелях в умовах ДСП циклічно еволюціонує за наступною схемою. Виникнення і зростання до певної товщини, при якій температура робочої поверхні досягне температури плавлення. Відшаровування гарнісажу одночасно з нагріванням внаслідок утворення низкотеплопроводного газового зазору на поверхні ВЕ через різницю коефіцієнтів термічного розширення металу і шлаку. Швидке оплавлення гарнісажу через зростання термічного опору теплопередачі до води. Відтворення гарнісажу. Співвідношення тривалості оплавлення і утворення гарнісажу становить 1: 3–5.

Для утримання сталого гарнісажу були випробувані ребра, шипи, точкові вогнетривкі вставки на трубах ВЕ і торкрет-маси, в т.ч. за технологією NASA для космічних апаратів [99], але стійкого закріплення шлаку на робочій поверхні досягнуто не було (рис. 1.10) [96].

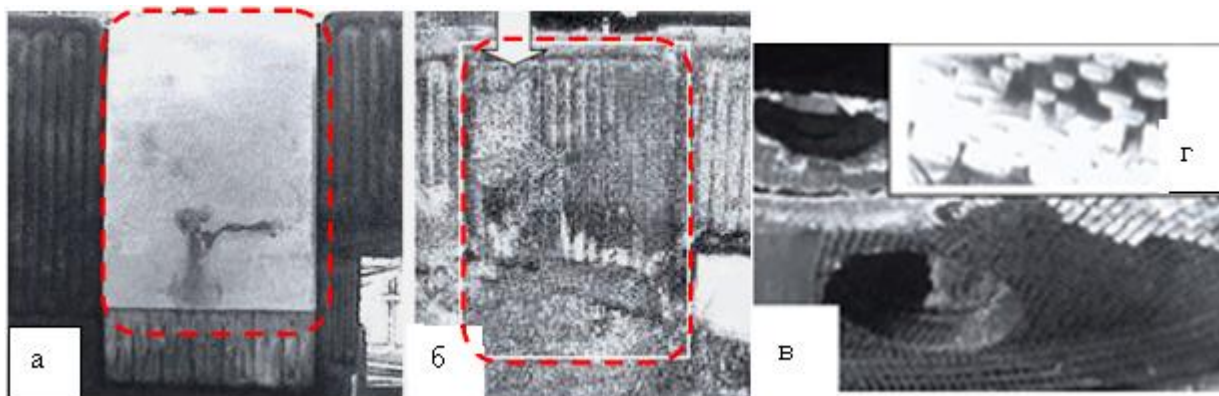


Рис. 1.10 – ВЕ стін ДСП з торкрет-покриттям: вихідне (а) та після кількох плавок (б). Звід ДСП зі спрейерною системою охолодження з вогнетривкими вставками (в), збільшений фрагмент зводу (г) [96].

Проблема енергоефективності ВЕ залишається актуальною і потребує нових підходів до вирішення. Один з них полягає в створенні об'ємної структури ВЕ,

коли за рахунок екранування випромінювання виникають області зі зниженою щільністю теплового потоку і більшою товщиною рівноважного гарнісажу. В даному напрямку активно працюють компанії «Danieli» (Італія) [100] і ПП «Фірма РОУД» (Україна) [101], які запропонували двохрядні ВЕ (рис. 1.9з).

Розрахунок ВЕ виконується в наступному порядку [102]: тепловий, гідравлічний, термомеханічний. Тепловий розрахунок полягає у визначенні щільності результуючого теплового потоку до води, швидкості води в трубі для відводу теплоти і довжини контуру охолодження, при якій вода не перегрівается вище температури випадіння солей жорсткості [103,104]. Гідравлічним розрахунком знаходять втрати тиску в контурі охолодження. У термомеханічному розрахунку [105,106] визначають термічні напрути в стінці труби і, тим самим, конструктивну можливість експлуатації ВЕ з урахуванням гарнісажу і накипу.

Загальноприйнята методика розрахунку ВЕ передбачає плоску поверхню і не враховує особливості сприйняття теплоти випромінювання трубчастою циліндричною поверхнею, що може призвести до занижених результатів щодо теплового потоку, і служити некоректною базою для термомеханічного розрахунку.

Втрати теплоти з водою визначають на основі теплового балансу діючої ДСП за даними вимірювань витрати і перепаду температур води в контурах охолодження, або на основі математичної моделі теплообміну випромінюванням.

Утилізація теплоти, що втрачається з водою в традиційних системах охолодження ДСП, ускладнена відносно невисокою температурою води на виході ($\leq 50-60$ °C). Дослідження в цьому напрямку ведуть на основі використання турбогенератора з органічним циклом Rankine (ORC) [107]. Застосування системи випарного охолодження, що працює під тиском > 2 МПа, в ДСП з базовим ЕТР не виправдане через неоднорідність теплового режиму по ходу плавки, небезпеки пропалення ВЕ паразитною дугою і динамічні навантаження на ВЕ. У процесах «flat bath» умови для випарного охолодження є, але відомостей про застосування немає.

Для підвищення ефективності вживання ORC розроблені охолоджувачі з розширеним робочим діапазоном температур, зокрема іонна рідина IL-B2001 [108], яку випробували в системі охолодження 100-т ДСП [109]. Теплофізичні

параметри ІЛ-В2001, в порівнянні з водою, наведені в табл. 1.8. Оцінка швидкості рідини при характерному для ВЕ ДСП тепловому навантаженні 250 кВт/м^2 дає для ІЛ-В2001 величину на 30–50 % більшу, ніж для води, що передбачає зростання експлуатаційних витрат.

Таблиця 1.8

Характеристики охолоджуючих рідин

Рідина	Теплофізичні параметри				
	Робочий діапазон температур, °C	Щільність, кг/м^3	Теплоємність, кДж/(кгK)	Теплопровідність, Вт/(мK)	Кінематична в'язкість, $\text{м}^2/\text{с}$
ІЛ-В2001	50–200	1250–1140	1,38–1,70	н. д.	$(16–4,4) \cdot 10^{-6}$
Вода	10–50	1000–990	4,183–4,204	63–65	$(1,0–0,8) \cdot 10^{-6}$

Таким чином, для підвищення енергоефективності ДСП важливо не тільки збільшення теплового опору теплопередачі з робочого простору до охолоджуючої рідини, а й досягнення високої стійкості і ремонтпридатності ВЕ за рахунок коректного розрахунку теплового навантаження в критичних зонах, а також утилізація теплоти, що втрачається.

1.6.2 Втрати енергії та заліза з пилогазовим середовищем

Втрати шихти (заліза), поряд з втратами енергії, є фактором енергоефективності, пов'язаним з роботою системи аспірації ДСП (рис. 1.11) [3,31,52,110]. Високотемпературний контур забезпечує евакуацію з печі I організованого потоку ПГС із середньою температурою $1100–1200 \text{ }^\circ\text{C}$ і включає газоовідвідний патрубок II, камеру допалювання СО і перинного знепилення III. Між патрубком і камерою передбачено регульований зазор для припливу повітря з метою допалювання СО і зниження температури ПГС. Низькотемпературний контур служить для уловлювання неорганізованих викидів з температурою не вище $60–80 \text{ }^\circ\text{C}$. Він включає зонт IV з регульованим перетином і газоходи. ПГС

високотемпературного контуру пропускають через конвективний охолоджувач V. Потоки змішуються в іскрогаснику VI і надходять в блок рукавних фільтрів (БРФ) VII. Рух середовища забезпечує димосос VIII, який створює в печі розрідження 20–100 Па. Очищені гази викидають через трубу IX.

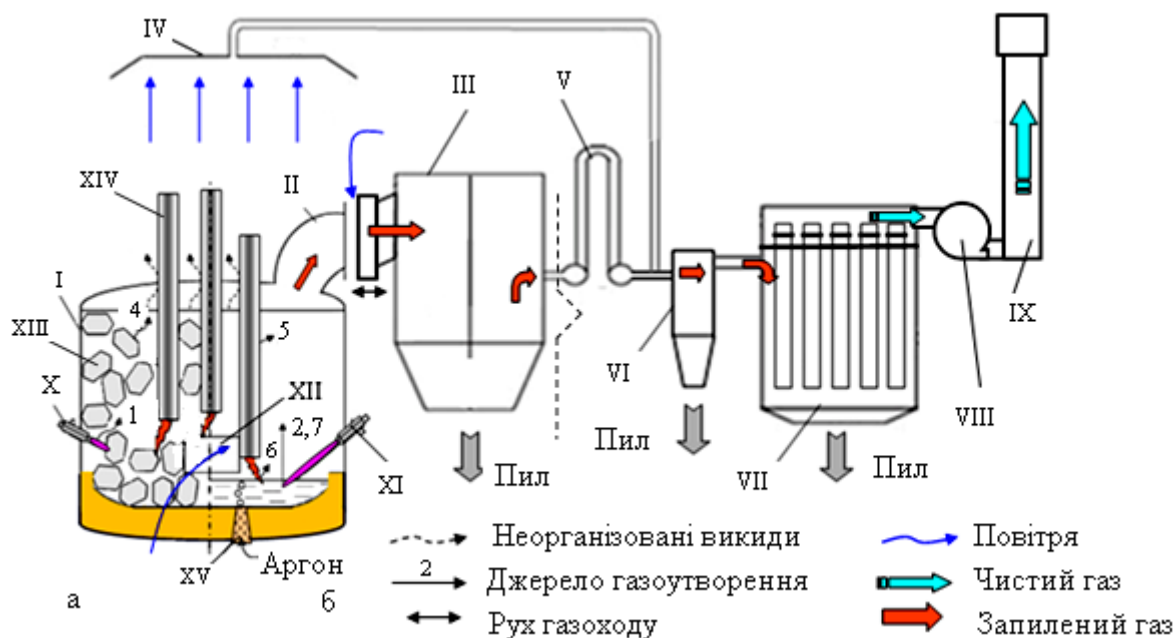


Рис. 1.11– Схема утворення пилогазового середовища в ДСП. а) – період плавлення, б) – період нагріву. Позначення – в тексті.

Джерелами газоутворення в ДСП (рис. 1.11, табл. 1.2) є: 1–робота ПКП X, 2–робота НКФ XI, 3–приплив повітря в робоче вікно XII, 4–горіння органіки шихти XIII, 5–окислення електродів XIV, 6–випаровування в зоні дуг, 7– інжекція аргону в ванну XV. З перерахованих джерел суттєвими є перші три.

Джерела пилоутворення в ДСП [111]: випаровування металу в зоні дуг з подальшим окисленням; розбризування й окислення розплаву при продувці киснем з виносом пилу в потоках газу. Хімічний склад плавильного пилу: Fe_2O_3 , FeO , CaO , SiO_2 , MgO , MnO , Al_2O_3 [110,111]. Загальна маса пилу і бризок становить в середньому 2–3 і збільшується до 50–70 г/м³ при роботі НКФ, набуваючи вигляду бурого диму [3]. Частина бризок викидаються через електродні зазори (рис. 1.12б). На відміну від бурого диму, більша частина

великих бризок не виноситься з газами, а осідає на ВЕ, в газоходах, падає в ванну. Пил ДСП мелкодисперсний (20 мкм), зустрічаються і частки до 500 мкм [110,111].

Неорганізовані викиди ПГС, що складають 10–15 % загальної кількості [3,31,110], складно локалізувати, оскільки в періоди їх утворення піч не закрита зводом (рис. 1.12а). До них відносять і запилені гази, що виходять через електродні зазори в зводі (рис. 1.12б), що, крім проблем екології, знижують стійкість головок електродотримачів.

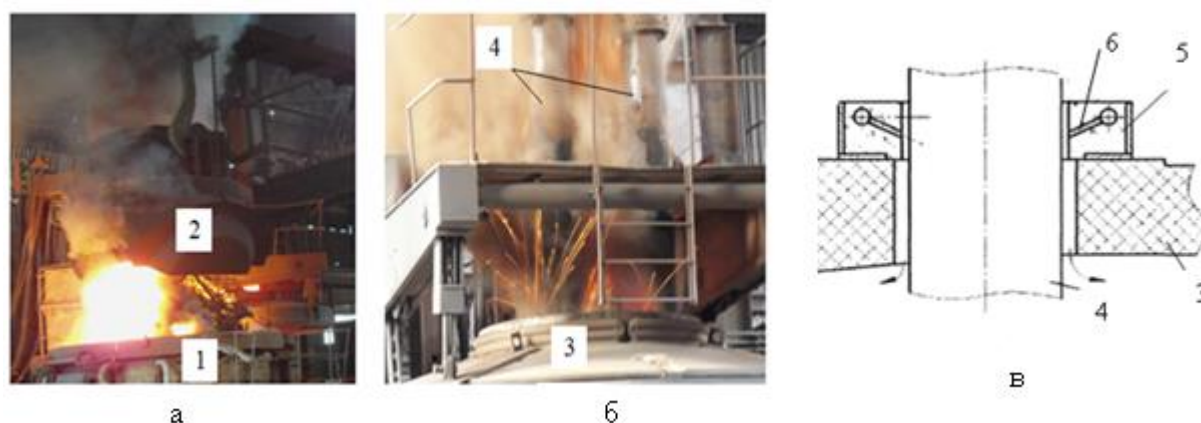


Рис. 1.12– Неорганізовані викиди в ДСП при завантаженні шихти (а) та через електродні зазори (б). Конструкція газодинамічного економайзера [110] (в).
1– піч, 2 – бадья, 3 – звід, 4 – електрод, 5 – економайзер, 6 –система сопел.

Для локалізації неорганізованих викидів через електродні зазори Челябінським НДІ металургії (РФ) розроблено і випробувано газодинамічне ущільнення за допомогою струменів азоту, що витікають з системи сопел зі швидкістю 80– 150 м/с (1.12в) [3,110]. Метод не набув поширення в промисловості через підвищені втрати теплоти з ПГС при натіканні азоту в піч.

Рух газових потоків в робочому просторі ДСП описується рівняннями гідромеханіки: Нав'є-Стокса і нерозривності [112]. R.Kickinger, P. Gittler, M. Javurek, J. Lehner [113] і D. Ramajoa, N. Nigro [114] чисельно моделювали систему аспірації сталеплавильного цеху з метою оптимізації розташування і площі всмоктування подкришної вентиляції, не торкаючись питань аспірації ПГС безпосередньо з ДСП.

J.-C. Gruber [44] досліджувала вплив високотемпературного регіону плазмового стовпа дуги на процеси тепломасообіну в печі. Механізм його полягає у створенні збурень поля тисків в робочому просторі під впливом імпульсів електричного струму дуги, які прямують з робочою частотою. Збурення інтенсифікують приплив холодного повітря в ДСП, в основному, через робоче вікно, і перемішування газових потоків (рис. 1.13). Запропонована модель пояснює менший угар шихти в ДСППС в процесі плавлення [25]. Ефект дуги, очевидно, впливає і на процес аспірації ПГС, головним чином, в «рідкий» період плавки, тоді як в період плавлення, через гідравлічний опір шихти, його роль несуттєва.

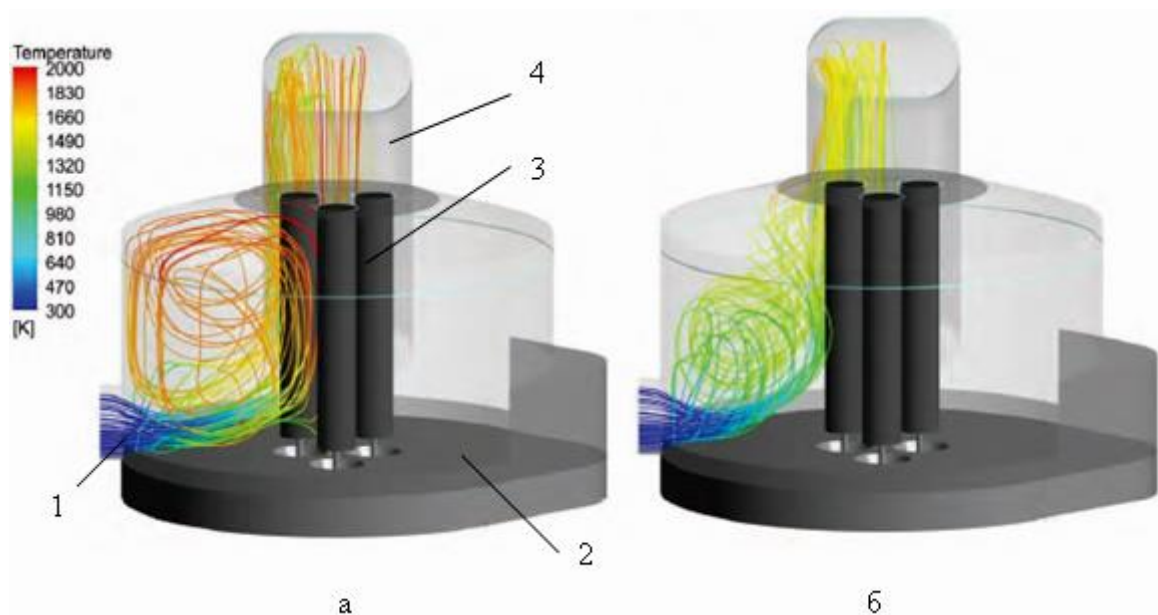


Рис. 1.13– Лінії струму повітря і поле температур газового потоку в ДСП з урахуванням впливу регіону дуги (а) и без урахування (б) [44]. 1– робоче вікно, 2– ванна, 3–електроди, 4–газовідвідний патрубок.

Питомі втрати енергії з ПГС визначаються як інтегральний показник змінної за часом плавки ентальпії ПГС, або, в першому наближенні, по середній ентальпії, орієнтуючись на дані табл. 1.2 щодо питомої емісії і температури ПГС за періодами плавки.

1.6.3 Утилізація енергії пилогазового середовища та екологічні критерії

Теплоту ПГС, включаючи енергію допалення СО [45], утилізують в ДСП, головним чином, для попереднього нагріву (ПН) вихідної шихти і вироблення енергетичного пару з подальшим отриманням електрики.

Збільшення температури скрапу, що завантажується на кожні 100 °С знижує питому витрату електроенергії в ДСП на 13–15 кВт/т [3]. Застосовують шахтні й конвеєрні (рис. 1.14), а також баддеві системи ПН скрапу.

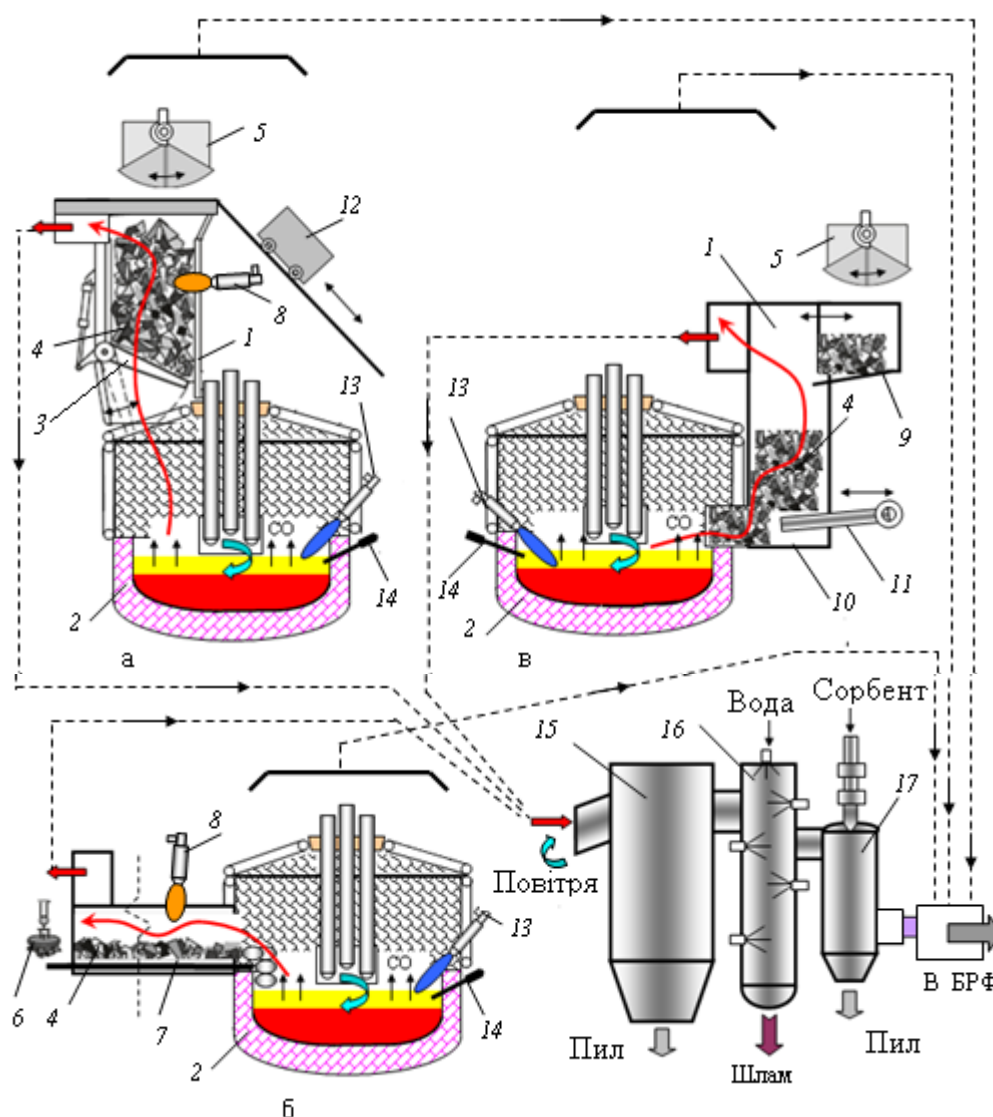


Рис. 1.14– Схема газовидалення і попереднього нагріву скрапу пилогазовим середовищем ДСП. Стрілки показують рух ПГС. Позначення – в тексті.

У ДСП компанії «Fuchs-Systemtechnik» (ФРН) [3], шахта 1 розташована на заводі печі 2 і забезпечена в нижньому перетині вузлом рухливих пальців 3, що утримують шихту і пропускають потік ПГС (рис. 1.14а). При опусканні пальців, скрап 4, нагрітий теплом ПГС попередньої плавки, завантажується в піч. Друга порція шихти, що надійшла з бадді 5 в шахту при опущених пальцях, нагрівається і в міру плавлення осідає. У період нагрівання шахту знизу закривають пальцями і завантажують порцію скрапу для наступної плавки. У світі працює понад 20 шахтних ДСП. Недоліками цієї системи є її надмірна висота і нерівномірне теплове навантаження по периметру робочого простору ДСП.

Компанією «Techint Technologies» (Італія) розроблено процес «Consteel» [115] (рис.1.17б), який включає завантаження скрапу 4 магнітними шайбами 6 через отвір в печі 2, «flat-bath» процес плавлення і дискретний випуск сталі з залишенням «болота» 50–55 % від маси плавки. ПН скрапу проводять на конвеєрі в тунелі 7 теплою ПГС. У світі працюють 46 установок, в т.ч. найбільша в світі 420-т ДСППС компанії «Tokyo Steel» (Японія) [116]. Недоліком «Consteel» є низька ефективність теплопередачі від газового потоку зверху до нагріваемого на конвеєрі скрапу [38,39]. Проблема посилюється припливом холодного повітря по довжині конвеєра і спричиняє досить низькі виробничі показники 175-т ДСП ПАТ «Ашинський метзавод» (РФ) [70] і 250-т ДСП компанії «Acciaieria Arvedi» (Італія) [117]. У пізніх модифікаціях «Consteel» [49] для підвищення ефективності ПН скрапу передбачений додатковий його нагрів на конвеєрі за допомогою ПКП 8.

Шахтні ДСП нового покоління «EcoArc» компанії «JP Steel Plantech» (Японія) [118], «COSS» фірми «Fuchs Technology» (ФРН) [119] і «EPC» турецької компанії «CVS» спільно з «KR Tec. GmbH» (ФРН) [120] мають багато спільного і показані на рис. 1.14в. У них, як і в «Consteel», реалізують "flat-bath" процес [39]. Шахта включає приймальну 9 і нагрівальну 10 камери з гідравлічним штовхачем 11 скрапу в піч. На відміну від конвеєра, ефективність нагріву скрапу ПГС в шахті істотно вище, а система роздільних камер підвищує ефективність аспірації. Фірмою «Siemens-VAI» (ФРН, Австрія) розроблений "flat-bath" процес «Quantum» з ПН скрапу [121]. Шахтна піч (рис. 1.14а) передбачає завантаження шихти скіповим підйомником 12, і

вдосконалену систему аспірації. Компанія «Primetals Technologies» (Великобританія) здійснила пуск першої ДСП «Quantum» на заводі «Talleres y Aceros SA» (Мексика) [122] і веде будівництво печей для компаній «Acciaieria Arvedi» (Італія) [123], «Henan Yaxin Steel Group Ltd» (КНР), пуск яких намічений на 2019 р.

Операція ПН скрапу, здійснювана в системі газовидалення ДСП, має бути синхронізована з допаленням СО до ГДК [124], емісія якого при продувці ванни НКФ 13 спільно зі введенням ВП інжектором 14 досягає 70–100 кг/т сталі [3,110]. Реакцію горіння $\text{CO} + 0,5\text{O}_2 = \text{CO}_2$ в загальній постановці досліджували Н. Семенов [125], А. Предводителев та ін. [126]. Особливості процесу щодо умов ДСП описали Л. Шульц, М. і Ю. Кочнови [127,128]; М. Grant [45]; Х. Tang, М. Kirschen, М. Abel, Н. Pfeifer [129]; L. Labiscsak та ін. [130]. Практичним результатом є оцінка необхідного часу 1–2 с, що, при швидкості руху ПГС в системі аспірації ДСП 15–25 м/с [3,110], передбачає горіння СО поза робочим простором печі: в камері допалювання (КД) та газоходах. Згідно з дослідженнями Z. Song [131], подібна проблема існує і в конвертерах. Альтернативою поглинанню в ВЕ та втрат теплоти реакції допалювання СО є її утилізація, зокрема, шляхом ПН скрапу. Чисельні дослідження [129] показали, що досягнення ГДК СО в газоходах 120-т ДСП з типовою КД (рис. 1.15а,б) при обмеженні температури ПГС перед БРФ рівнем 90–100 °С є проблематичним, що, обумовлено кінетичними факторами. При цьому реалізація ПН скрапу погіршує ситуацію через втрату температури газової суміші. Вживання в КД потужного ПКП (рис. 1.15в) сприяє повноті допалення і вирішує проблему ГДК СО в газоходах ДСП, але конфліктує з обмеженнями на емісію CO_2 .

При експлуатації систем ПН скрапу виникла проблема емісії в атмосферу високотоксичних діоксинів і фуранів—з'єднань галогенів з вуглеводнями (PCDD/F) [132,133], що утворюються при нагріванні рядового брухту, забрудненого полівінілхлоридними пластмасами, гумою, ПММ. Ці речовини відносяться до першого класу небезпеки для людини, їх ГДК обмежена 0,1 нг/м³. Для нейтралізації PCDD/F раніше побудовані установки ПН скрапу оснащують ПКП 8 у верхній частині шахти або завантажувальному тунелі (рис. 1.14а,б) [38,133]. В умовах посилення екологічних норм, це не виключає, крім КД 15, встановлення в

системі газовидалення камер спрейерного охолодження 16 і сорбційної очистки 17 перед БРФ, що значно знижує економічний ефект від ПН скрапу [133]. Крім того, ПКП викликають додаткову емісію CO_2 , що в умовах глобальної боротьби зі зміною клімату може бути неприйнятним [134].

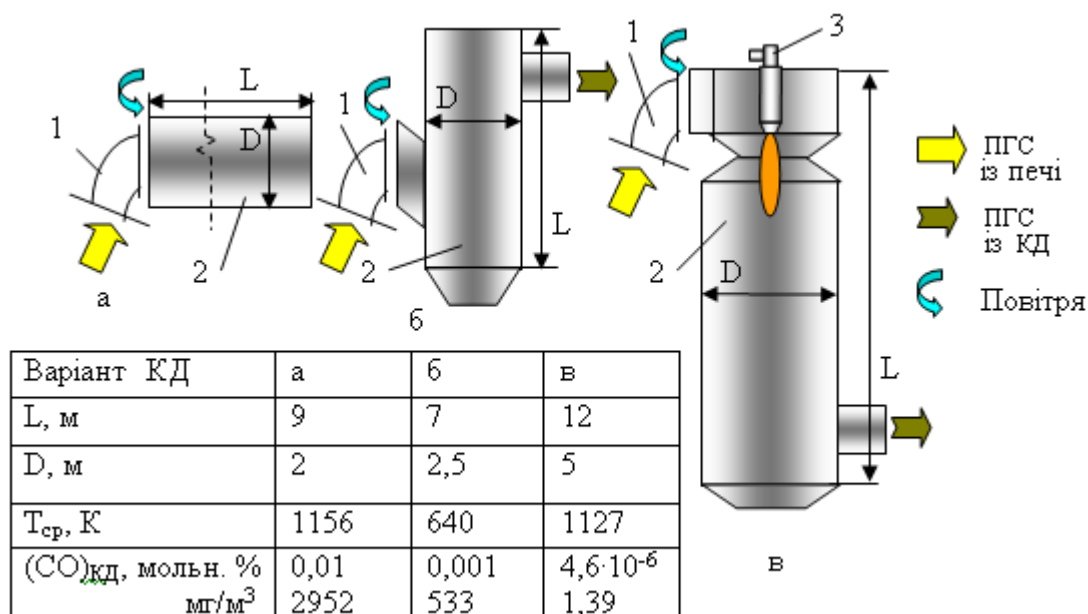


Рис. 1.15–Розрахункові варіанти КД та результати чисельного моделювання допалення CO [129]. 1–газовідвідний патрубок ДСП, 2–КД, 3–ПКП.

Середньотемпературний до 400°C ПН скрапу є менш енергоефективним, ніж високотемпературний, проте дозволяє уникнути проблеми PCDD/F. Технологія була реалізована на 175-т ДСП заводу «Icdas Celik» (Туреччина) компанією «SMS Concast AG» (Швейцарія) [135], проте технічне рішення нагрівати шихту в завантажувальній бадді не дозволяє за відведений ЕТР час забезпечити задану температуру скрапу через термічний опір корпусу бадді.

Для підвищення ефективності ПН скрапу працюють над використанням термохімічної регенерації (ТХР) природного газу. Досвід ТХР накопичений в шахтних процесах виробництва металізованої сировини [136], а також в нагрівальних і скловарних печах [137]. ТХР полягає в отриманні суміші CO і H_2 , що має більшу теплотворність, ніж CH_4 , за рахунок фізичної теплоти і хімічної

енергії ПГС. Умовою ТХР є відносна сталість складу, температури та окислювального потенціалу ПГС, що реалізується в «flat bath» процесі.

Одним з напрямків утилізації теплоти ПГС є вироблення енергетичної пари. Система «iRecovery» компанії «Tenova RE Energy GmbH» (ФРН) забезпечує утилізацію 40–70 % теплоти ПГС на вироблення електроенергії за допомогою пари високого тиску (до 3,5 МПа). Вона встановлена на заводах ЄС «Georgsmarienhutte GmbH» (140-т ДСППС) і «Feralpi Riesa» (130-т ДСП) [138], а також в Кореї на «Hyundai Steel» (90-т ДСП) і забезпечує вироблення в середньому 80 кВт/т сталі [139]. Такі системи, безумовно, є ефективними, але вимагають високої культури виробництва та більш істотних змін інфраструктури ДСП у складі міні-заводу, ніж організація середньотемпературного ПН скрапу.

1.6.4 Утилізація плавильного пилу ДСП

Втрати заліза в ДСП сягають 8–14 %, з яких: 3,5–8,5 % у вигляді оксидів і 2,5–3 % у вигляді корольків заліза в шлаку; 1,5–2,5 % з ПГС у вигляді плавильного пилу [37]. Розробки компанії «Danieli» (Італія) [141] і ТОВ «Донецькенергоремонт» (Україна) [142] спрямовані на зниження виносу з ДСП плавильного пилу.

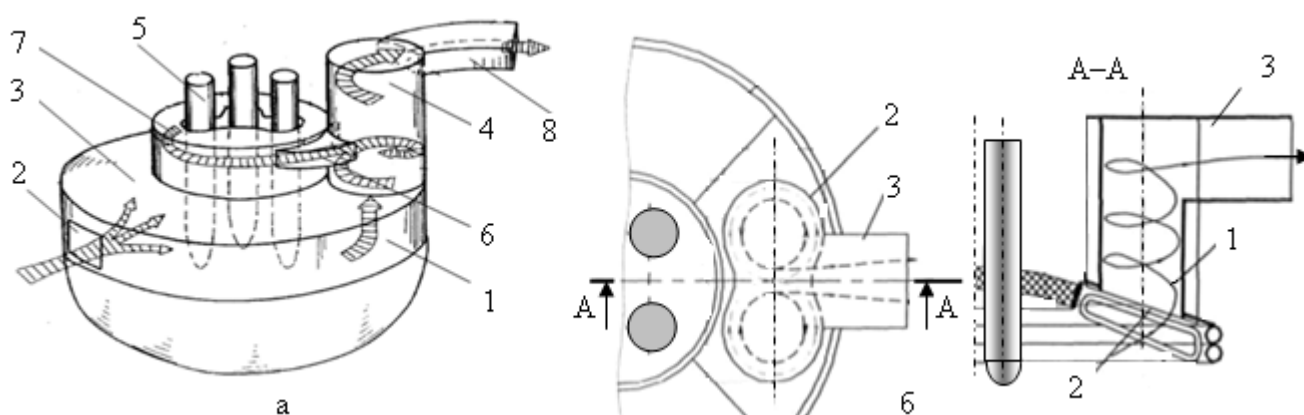


Рис. 1.16—Розробки системи аспірації ДСП зі зниженим виносом пилу компанії «Danieli» (а) і ТОВ «Донецькенергоремонт» (б). Позначення – в тексті.

Для отримання МС з техногенних відходів, включаючи пил ДСП, найбільш придатними є технологічні процеси «ITmk-3» компанії «Midrex Technologies» (США, Японія) і «OxyCup» компанії «Kuttner GmbH KG» (ФРН).

Процес «ITmk-3» [17] полягає у виробництві чавуну у вигляді оплавлених гранул – «nuggets» вуглецевотермічним процесом. У піч з обертовим подом завантажують тонким шаром окатиші, отримані з металовмісних відходів, низькосортного вугілля і зв'язуючого. У печі окатиші нагрівають газоповітряними пальниками до 1350–1450°C з використанням теплоти допалення СО. Залізо відновлюється, розплавляється і кристалізується протягом 10- хвилинного циклу. На виході отримують гранульований чавун з вмістом заліза 95–97 %. Витрата енергії становить 13,5 ГДж/т продукту. До недоліків процесу відноситься його залежність від природного газу для опалення печі і високий, за умовами прийнятного терміну окупності, річний поріг продуктивності в 200 тис.т.

Процес «OxyCup» [143] полягає в плавленні і відновленні в шахтній печі брикетів, що містять техногенні залізовмісні відходи, відновник у вигляді коксового дріб'язку, вапно в якості флюсу і зв'язуюче. Продуктом є рідкий чавун, що містить до 4 % вуглецю. Витрата дуття і коксового дріб'язку на 1 т чавуну складають 1100–1200 nm^3 і 200–300 кг відповідно, тривалість процесу 1,5 години. Промислова установка річною продуктивністю 165 тис. т працює на «ThyssenKrupp Steel» (ФРН). У 2011 побудовано модуль «OxyCup» компанії TISCO (КНР) на 600 тис.т брикетів на рік з вихідної сировини у вигляді пилу і шламів [144]. Недоліком процесу є затратне виробництво брикетів [145].

На металургійних заводах України запаси тільки шламів, складовані з економічними та екологічними витратами, оцінюють понад 70млн. т, з яких 20 млн. т придатні до утилізації [140].

ПП «Фірма РОУД» (Україна) проведено лабораторні дослідження двухстадійного процесу рециклінгу залізовмісних відходів, в якому першу твердофазну стадію попереднього відновлення компактованих вихідних матеріалів проводять в зводовій камері ДСП газами плавки, а другу, рідкофазну стадію з отриманням чавуну - в ванні печі після вивантаження зі зводової камери [146–148].

Через мінливість відновного потенціалу газів, що відходять, подальші дослідження були зосереджені на рідкофазному вуглецевотермічному плавильно-відновному процесі, який не вимагає попередньої підготовки (окрім сушки) вихідної сировини у вигляді пилу та шлаків, [149] з генерацією теплоти в шарі шлаку за допомогою подових електродів.

1.7 Диверсифікація енергозабезпечення ДСП

В останні роки зростає інтерес до більш широкого, ніж в рамках ЗІП, використання первинних джерел енергії поряд з електроенергією для підвищення енергоефективності ДСП, з огляду на досвід 80-х років [3]. Компанією «SMS Siemag» (ФРН) розроблена концепція виробництва сталі з безперервним завантаженням шихти і періодичним випуском [150]. Скрап в реакторі нагрівають і розплавляють за допомогою первинних джерел енергії, вводячи близько 70 % потрібної енергії. Вуглецевий напівпродукт перетікає в ванну ДСП з відносно малопотужної електроустановкою, де його доводять до заданої марки сталі. Собівартість сталі знижується на 7,5 €/т (в умовах ЄС), а емісія CO₂ зменшується на 30 % в порівнянні з кращими показниками ДСП.

В процесі «EcoArc» компанії «JP Steel Plantech» (Японія) [118] при нагріванні скрапу використовують енергію окислення вуглецю шихти і інжектуємого в ванну ВП. З досвіду роботи агрегатів в країнах Азії, частка електроенергії в прибутковій частині енергетичного балансу не перевищує 40 %, а її середня витрата 280 кВтт/т, що на 75 кВтт/т нижче середнього показника ДСП (табл. 1.4).

Розроблено концепцію паливно-дугової пічі FAF (fuel arc furnace) [38,151], в енергобалансі якої знижена частка електроенергії і збільшена, відповідно, частка паливної складової. FAF може бути реалізована як на основі ДСП з базовим ЕТР (рис. 1.17а), так і при квазінепреривному процесі (рис. 1.17б). У першому випадку дугова піч 1 забезпечена системою ПКП 2, встановлених в захисному боксі 3 стінових панелей 4 і має привід 5 для сканування шихти 6 в певному секторі. У другому випадку ПКП нагрівають шихту при її русі на конвеєрі 7. Очікується, що енергоефективність FAF

буде вище, ніж ДСП серії «Ultimate» компанії «Siemens-VAI», а загальна емісія CO₂ нижче, ніж ДСП з урахуванням вкладу живильної ТЕС [151].

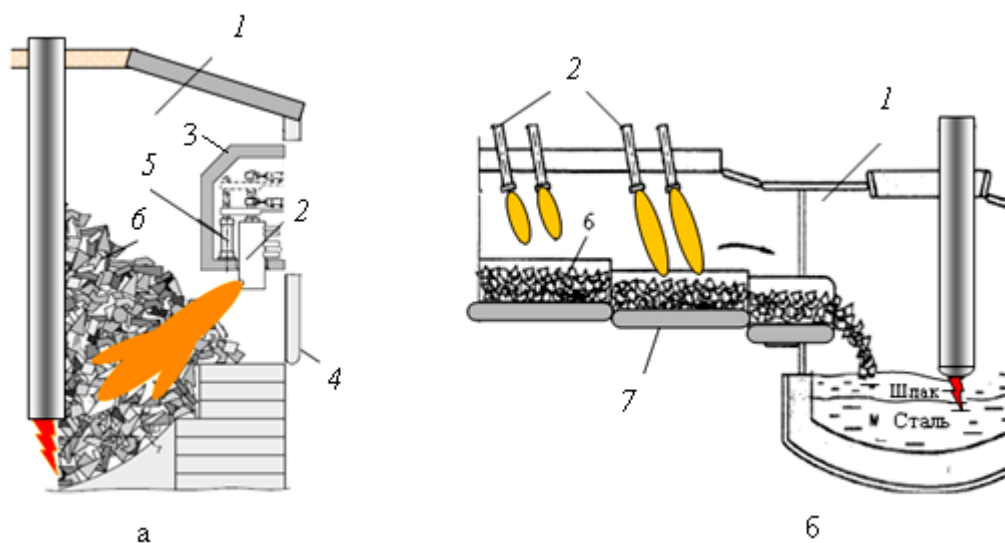


Рис. 1.17– Схема паливно-дугової печі (FAF). Позначення в тексті.

Застосування паливно-дугових сталеплавильних агрегатів вимагатиме вдосконалення системи аспірації в зв'язку з різким збільшенням емісії ПГС при роботі потужних ПКП (до 80 МВт [38]). Агрегат «SMS Siemag» [150] з окремим реактором плавлення скрапу, очевидно, буде більш енергоефективним при застосуванні в ДСП «глибокої» ванни.

1.8 Подовий електрод і підвищення енергоефективності ДСППС

Критичним вузлом ДСППС є подовий електрод (ПЕ), який замикає вторинний електричний ланцюг від графітованого катоду через сталеплавильну ванну і забезпечує енергією технологічний процес. У світовій практиці в ДСППС застосовують ПЕ стрижневого і пластинчастого типу [152], показані на рис. 1.18.

ПЕ стрижневого типу [152,153] виконаний у вигляді біметалічного стрижня з верхньою сталеву частину, що контактує з рідкою ванною, і мідною водоохолоджуваною основою. ПЕ пластинчастого (голчастого) типу [24,152,154]

являє собою моноблок, що включає сталеві пластини (штирі) в вогнетривкій набивці, що охолоджується знизу струменем повітря.

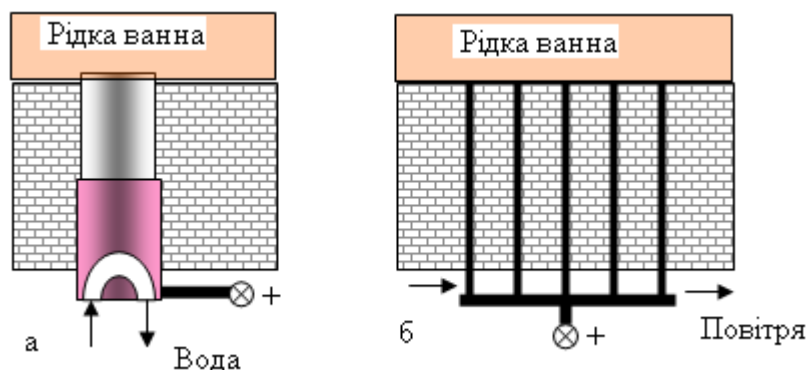


Рис. 1.18–Подовий електрод стрижневого (а) та пластинчатого (б) типу.

Для ДСППС, що працюють з «болотом», як елементом інтенсивної технології, розосереджений в подині пластинчастий ПЕ, що не вимагає водяного охолодження, представляється оптимальним рішенням. При класичній технології з виплавою в печі сталі різних марок робота з «болотом» неприйнятна, тому раціональним рішенням є ПЕ стрижневого типу, що забезпечує надійний електричний контакт з шихтою на початку плавки.

В ДСППС виплавляють близько 15 % світової електросталі. В Україні ДСППС місткістю до 12 т з ПЕ стрижневого типу застосовують в «малій» металургії.

При взаємодії струму (6–80 кА в ДСППС різної місткості і потужності), що проходить через всю глибину електропровідного розплаву, з власним магнітним полем, у ванні ДСППС виникають електровихрові течії (ЕВТ), що характеризуються полем об'ємних електромагнітних сил (ОЕМС). ЕВТ активізують процеси тепло- і масообміну, як і пневматичне перемішування металу інертним газом. Можливість застосування в металургійних процесах ЕВТ вперше була відображена в монографії Інституту фізики АН Латвії [155]. Зокрема, теоретично обґрунтована залежність характерної швидкості ЕВТ від щільності струму.

М. Ramirez і ін [156] виконали чисельне моделювання нагріву ванни 25-т ДСППС електричною дугою при ЕВТ. Показано позитивний вплив глибини ванни, сили струму, витрати інертного газу при донній продувці ванни і негативний вплив довжини дуги і шару шлаку на тривалість нагріву і усереднення сталі по

температурі. Певна некоректність роботи полягає у варіюванні глибини ванни при постійному її діаметрі, тобто без прив'язки до маси плавки; завдання сили струму, а не вторинної напруги і електропровідності середлющ; представлення ПЕ, як кільцевого елемента подини, що рідко використовується на практиці.

І. Ячіков і І. Портнова [157] досліджували ЕВТ на фізичній моделі в 5-т ДСППС в масштабі 1 до 10 з використанням легкоплавких металів (Bi, Sn, Pb). Показано, що при симетричній установці двох ПЕ спостерігається збільшення середньої швидкості ЕВТ на 35 % в порівнянні з одним ПЕ в центрі поду. Зсув осі ПЕ щодо осі верхнього електрода призводить до зростання середньої швидкості ЕВТ ще на 6 %.

О. Казак і О. Семко провели чисельні дослідження ЕВТ у ванні 100-т ДСППС при варіюванні кута нахилу стін ванни і положення верхнього торця ПЕ щодо рівня подини [158,159]. Показано, що OEMC досягає 30 % об'ємної сили тяжіння і викликає ЕВТ з максимальною швидкістю 0,5 м/с в області контакту ПЕ з ванною. Перехід від циліндричної ванни до циліндро-конічної і конічної при незмінних діаметрі і глибини веде до зростання швидкості ЕВТ [158], а переміщення торця сталеві частини ПЕ вище і нижче рівня поду сприяє зменшенню і збільшенню швидкості ЕВТ, відповідно [159]. Проте, при варіюванні форми ванни, автори недостатньо коректно зіставили результати, щодо різної маси металу, і не обґрунтували метод регулювання ЕВТ.

Отримані в роботах [156–159] значення середньої швидкості ЕВТ узгоджуються з теоретичними [155]. При швидкості ЕВТ 0,5–1 м/с [159,160] конвективна складова теплового потоку від рідкої ванни до ПЕ досягає 2–3 МВт/м², що призводить до розплавлення тіла електрода до певної рівноважної величини з урахуванням відводу теплоти до води. На практиці це означає підвищений локальний знос футеровки, що характеризується терміном «анодна яма». Дані X. Liu, J. Zhou, H. Shi та ін. моделювання теплового стану ванни 150-т ДСППС виробництва компанії «Clecim» (Франція) [160], підтверджені практикою, показують, що анодна яма в процесі плавки опускається нижче рівня кожуха подини, та лише циклічні технологічні безструмові паузи забезпечують самовідновлення ПЕ і запобігають аварійній ситуації.

Для мінімізації анодної ями компанія "Danieli" (Італія) [161] наблизила стик мідь-сталь до рідкої ванни, посиливши при цьому контроль температури перехідної

зони сталь-мідь. Таке рішення застосовано, зокрема, на найбільшій в світі 420-т ДСППС компанії «Tokyo Steel» (Японія) [116].

Запропоновано метод захисту ПЕ від теплового впливу потоку рідкої сталі шляхом локального охолодження ванни за рахунок ендотермічного ефекту крекінгу гідрокарбонатів, вдуваних через пористі вставки за місцем установки ПЕ [162]. Даних про промислове впровадження такої системи немає.

Таким чином, очевидно є важливість забезпечення високої теплопровідності тіла ПЕ, щоб мінімізувати тепловий опір на ділянці від рідкої ванни до води і, тим самим, глибину анодної ями, і високої електропровідності для зниження теплоти Джоуля, що посилює ефект анодної ями. Ланкою, що лімітує ці параметри, є сталева частина і перехідна зона сталь-мідь. Домішки заліза 0,1 % знижують електропровідність міді на 30 %, що, відповідно до закону Видемана-Франца, веде до пропорційного зниження теплопровідності.

При виготовленні заготовок ПЕ застосовують такі технології:

- Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України: послідовний ЕШП сталевий і мідний витратних електродів [163,164];
- Курганського університету (РФ): переплав мідного витратного електроду в сталевій товстостінній трубі [165];
- компанії «Danieli» (Італія): з'єднання сталевий і мідний заготовок методом алюмотермічного зварювання, наближення стику мідь-сталь до ванни [153,161];
- НПФ «ЕКТА» (РФ): гаряча посадка сталевий труби на мідний стрижень з посиленням з'єднання шпильками [166].

В технологіях ІЕЗ ім. Патона і Курганського університету температура шлаку для плавлення мідного електроду становить 1250 °С. За діаграмою стану Cu-Fe [167] при даній температурі розчинність заліза в міді досягає 10 %, що знижує тепло- і електропровідність перехідної зони в 2–3 рази [168], і, відповідно, підвищує термічний опір ПЕ. У технології «Danieli» складність полягає в отриманні якісної суцільної та вузької перехідної зони мідь-сталь в важкоконтрольованому процесі алюмотермічного зварювання. В технології НПФ «ЕКТА» негативним фактором є додатковий термічний та електричний опір механічного з'єднання мідь-сталь.

В даний час доступної альтернативи парі мідь-сталь в якості матеріалів стрижня ПЕ для умов ДСППС немає. Існує потреба в більш ефективній технології виготовлення ПЕ з вузькою перехідною зоною та має місце певна криза в розвитку ДСППС, пов'язана з обмеженою теплопровідністю ПЕ. Особливо ця проблема стосується «flat bath» сталеплавильних технологій, коли можливості безструмових пауз для періодичного відновлення ПЕ за рахунок «виключення» ЕВТ обмежені.

Розв'язанням проблеми може стати ПЕ з конвективною теплопередачею за принципом «теплової труби». Існують аналоги цього рішення. Компанією "NetShapeCast" (Україна) запропоновано використовувати в струмопроводах електромагнітних насосів для транспортування і регулювання витрати розплавів металів рідкометалеві проміжні теплоносії (РМТ): сплави Bi-Sn і Bi-Pb з температурою плавлення 145–200 °С [169]. Примусове перемішування РМТ при ЕВТ підвищує ефективну теплопровідність токопідводу до величини, більшої, ніж у міді. При характерних для рухомого потоку сталі теплових навантаженнях, забезпечується рівноважна товщина твердої сталевий частини корпусу 15–30 мм, що достатньо для стабільної роботи токопідводу. Недолік даного пристрою полягає в можливості забруднення сталі домішками кольорових металів у разі аварії.

1.9 Енергоефективність дугових печей ливарного класу

В дугових печах ливарних цехів сталь виплавляють за класичною технологією з тривалим рідким періодом, що передбачає процеси рафінування [31]. Особливостями печей ливарного класу є підвищена витрата електроенергії в прибутковій і більш суттєві втрати теплоти у видатковій частинах енергобалансу [48], практична відсутність ЗІП, диверсифікації енергозабезпечення та утилізації втрат енергії, низька потужність трансформатора і, головним чином, неритмічність роботи.

В ливарних цехах США в дугових печах (досліджено роботу 24 печей місткістю від 2,7 до 50 т) досить широко вживають ЗІП, питома витрата електроенергії в середньому складає 527 кВтг/т, а втрати не перевищують 23–29 % [170]. При неритмічній роботі ДСП такі показники недосяжні. За даними Г.

Петрова [171], добовий простой 6-т ДСП призводить до зниження середньої температури футерівки до 200 °С і для відновлення її ентальпії потрібне введення енергії, яку можна порівняти по порядку величини з технологічною енергією.

Низька енергоефективність малотонажних (до 10–15 т) ДСП ливарного класу багато в чому обумовлена системою аспірації ПГС. Портальна камера над зводом (рис. 1.19) не забезпечує локалізації неорганізованих викидів ПГС в електродні зазори. Наслідком є підвищені втрати шихти з плавильним пилом (до 20–22 кг/т) і електродів (до 10 і більше кг/т), екологічні проблеми, що посилюються при зносі цегляного зводу навколо електродів [172]. Відсутність камери первинного знепилення у ДСП малої місткості негативно позначається на умовах експлуатації сучасних систем газоочистки з блоками рукавних тканинних фільтрів.

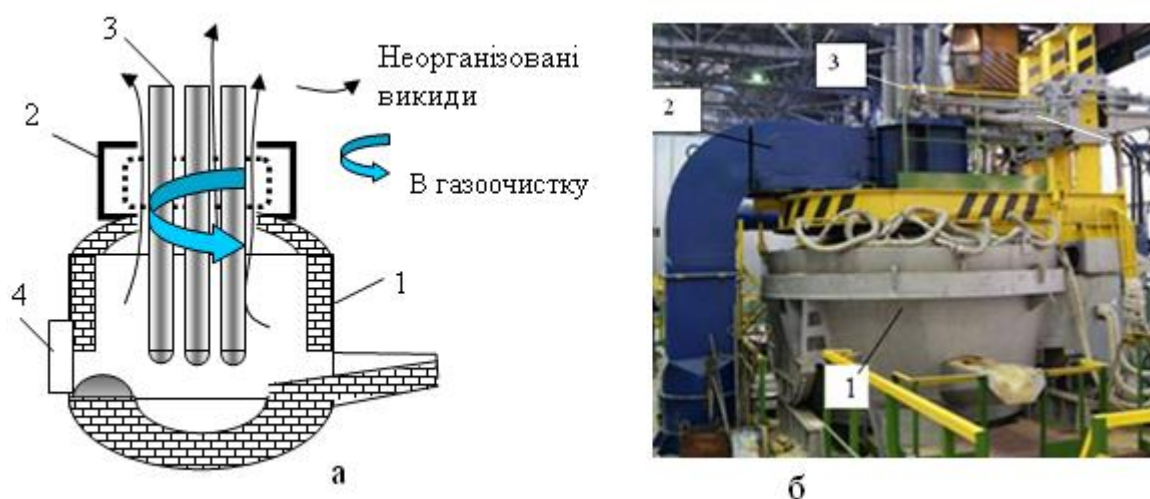


Рис. 1.19— Схема (а) та загальний вид (б) аспіраційної системи ДСП ливарного класу. 1—під, 2—портальна камера, 3—електрод, 4— робоче вікно.

В дугових печах «малої» металургії ще не сформульована концепція ВЕ. З досвіду США, ВЕ застосовують тільки на 12 % печей ливарного класу [170]. Актуальними є компромісні рішення комбінованих ВЕ з урахуванням ЕТР, зокрема, тривалості простоїв печі, що дозволяють досягти однакову з цегляною футерівкою витрату електроенергії при істотній економії вогнетривів.

Висновки

1. Електросталеплавильне виробництво займає міцні позиції в технологічних маршрутах «великої» та «малої» металургії. Енергоефективність ДСП у вирішальній мірі обумовлена втратами теплоти з ПГС і охолоджуючою водою, що складають не менш 25 % введеної енергії, і втратами заліза зі шлаком і плавильним пилом, що досягають 8–14 %.

2. Ряд розробок ДСП в світлі сучасних енерго-екологічних тенденцій знаходиться в стадії виходу на світовий ринок. Очікувана ціна їх буде високою, що з урахуванням економічної ситуації у вітчизняному електросталеплавильному виробництві, яке, безумовно, потребує ефективної модернізації, вимагає адекватних маловитратних рішень.

3. В сучасних ДСП актуальними є питання засвоєння введеної енергії, зниження, локалізації і утилізації втрат енергії і шихти, диверсифікації енергозабезпечення. Недостатньо дослідженим є вплив геометрії печі, зокрема співвідношення діаметру до глибини ванни, відносного діаметру розпаду електродів на втрати теплоти випромінюванням, а також на динаміку плавлення скрапу і кінетику рафінування сталі на міжфазних межах.

4. Для зниження втрат теплоти в ВЕ становить інтерес використання теплоаккумулюючих і теплоізолюючих властивостей гарнісажу, як фактора збільшення термічного опору теплопередачі. Інженерна методика розрахунку ВЕ потребує коректного визначення щільності теплового потоку з урахуванням його конвективної та конденсаційної складових, особливостей трубчастої теплосприймаючої поверхні, для розрахунку термічних напружень, що визначають стійкість, і, в кінцевому рахунку, енергоефективність ВЕ і печі в цілому.

5. Аспірація ПГС, в силу недостатньої вивченості особливостей гідромеханіки пилогазового середовища в робочому просторі ДСП, супроводжується підвищеними втратами теплоти і шихти в вигляді плавильного пилу: до 20 % введеної енергії і до 22 кг/т відповідно. Актуальними є аспіраційні системи, що забезпечують зниження цих втрат за рахунок зниження швидкості

руху пилогазового потоку в робочому просторі, зменшення неорганізованих викидів в електродні зазори і притоку холодного повітря в піч.

6. Сучасне електросталеплавильне виробництво передбачає утилізацію теплоти ПГС і води для нагрівання скрапу, вироблення енергетичної пари, реалізацію органічного циклу Rankin; диверсифікацію енергозабезпечення. В цих умовах актуалізуються завдання екологічного характеру, пов'язані з досягненням ГДК по CO та PCDD/F, а також зі зниженням емісії парникового газу CO₂.

7. Потреба в утилізації і рециклінгу плавильного пилю ДСП і інших техногенних залізовмісних відходів стає дедалі актуальнішою, а розроблені в останні роки технологічні процеси «ITmk-3», «OxySur» та ін. мають високий, за умовами прийнятного терміну окупності, поріг продуктивності. З огляду на вітчизняний досвід, представляється раціональним зосередитися на вуглецевотермічному процесі в електропечі з подовими електродами з використанням теплоти Джоуля, що виділяється в шлаковій ванні.

8. Подовий електрод є критичним теплотехнологічним вузлом ДСППС в умовах конкуренції на ринку масового виробництва сталі. Малодослідженими питаннями є комплексний вплив факторів геометрії і гідродинаміки ванни в умовах ЕВТ, характеристик перехідної зони мідь-сталь на енергоефективність ДСППС. Актуальними є розробки ПЕ з вузькою перехідною зоною і інноваційні рішення ПЕ з конвективним механізмом теплопередачі.

9. Стосовно до дугових печей «малої» металургії, концепція ВЕ остаточно не сформульована. Необхідні компромісні рішення щодо підвищення енергоефективності з урахуванням графіка роботи, особливостей технології плавки і енергозабезпечення печі. Система аспірації ПГС і її первинного знепилення не задовільняє сучасним енергоекологічним вимогам і потребує ефективних маловитратних рішень.

Основні положення Розділу 1 опубліковані в [5], [26], [27], [31], [66], [101], [102], [142], [146-149], [172].

2. СТРУКТУРА, МЕТОДОЛОГІЯ ТА ТЕПЛОФІЗИЧНІ ОСНОВИ ДОСЛІДЖЕНЬ

2.1 Структура і зміст роботи

В роботі представлено 5 пакетів інноваційних рішень за критеріями наукової новизни і практичної цінності, спрямованих на підвищення енергоефективності дугових печей. Структура і зміст дисертації пояснюються табл. 2.1 і рис. 2.1.

Таблиця 2.1

Структура і зміст дисертаційної роботи

Пакет інноваційних пропозицій (I–V) (Розділ)	Характеристика задач в сфері технічної теплофізики та промислової теплоенергетики	Практичне значення
I. Оптимізація геометрії сталеплавильної ванни і діаметру розпаду електродів (3)	Теплообмін випромінюванням; локальні енергетичні баланси процесу плавлення шихти; тепломасообмін в рідкій ванні і на границях фаз	Зниження втрат теплоти з водою. Інтенсифікація процесів тепломасообміну
II. Енергозберігаючі водоохолоджувачі елементи (ВЕ) з просторовою структурою і ВЕ, комбіновані з футерівкою (4)	Теплообмін в системі: робочий простір печі-ВЕ-футерівка-шихта. Аналіз термічних напружень в ВЕ від променевої, конвективної і конденсаційної складових теплового потоку на трубчасту поверхню ВЕ	Зниження втрат енергії з водою і на акумуляцію теплоти. Підвищення стійкості ВЕ
III. Енергоефективні системи розподіленої і розосередженої аспірації (5)	Стаціонарна газодинаміка; теорія витяжних газоходів рівномірного притоку.	Зниження притоку повітря в піч та втрат енергії і заліза
IV. Енергоекологічна концепція утилізації теплоти та заліза ПГС (6)	Термодинаміка, хімічна кінетика; задача Шумана; сполучена задача розтікання струму і виділення теплоти Джоуля в шлаку	Зниження енергоспоживання ДСП та емісії CO, CO ₂ , PCDD/F. Утилізація плавильного пилу
V. Підвищення енергоефективності ДСППС шляхом комплексного впливу геометрії і гідродинаміки ванни в умовах ЕВТ та характеристик перехідної зони ПЕ (7)	Сполучена задача ЕВТ, гідродинаміки і теплопередачі з фазовим переходом через біметалічну зону мідь-сталь ПЕ	Зниження втрат теплоти з водою. Інтенсифікація ЕВТ і тепломасообміну в ДСППС

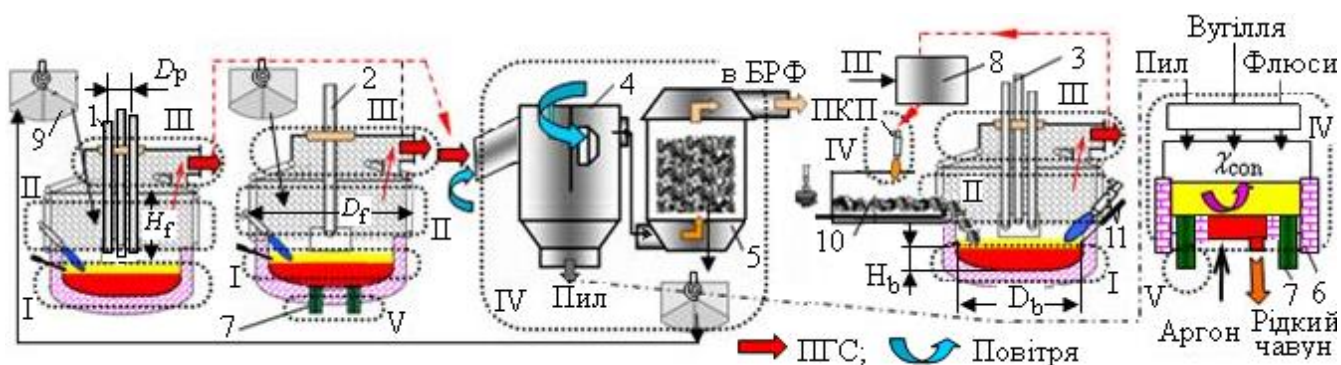


Рис. 2.1 – Структурна схема дисертації і пакети інноваційних пропозицій (I–V). 1–ДСП (базовий ЕТР), 2–ДСПІС (базовий ЕТР), 3–ДСП («flat bath» процес), 4–камера допалення СО, 5–камера нагріву скрапа, 6–плавильно-відновна піч, 7–ПЕ, 8–реформер, 9–баддя, 10–конвейєр, 11–засоби інтенсифікації плавки. ПГ–природний газ, ПКП–паливно-кисневий палик.

Дослідження в рамках дисертації виконано методами чисельного і фізичного моделювання із залученням промислового експерименту для перевірки основних теоретичних і методичних положень.

Методика досліджень полягає в моделюванні інноваційних і традиційних рішень та зіставленні результатів при інших рівних умовах у відносних одиницях. Критерієм є мінімальні питомі витрати енергії, що забезпечується: зниженням втрат теплоти, підвищенням продуктивності печі, зменшенням емісії шкідливих речовин та енерговитрат на їх нейтралізацію. При даній методиці досліджень похибка, пов'язана зі спрощеною геометрією моделі, дискретизацією розрахункової області, ігноруванням окремих факторів, подібністю явищ на моделі і зразку та довідковими даними теплофізичних параметрів середовищ, не є критичною. Розрахунки виконано переважно в Mathcad і Excel. Для ряду завдань застосовували пакети прикладних програм: «ANSYS», «CosmosFloWorks», «ELCUT».

При виборі пакета прикладних програм брали до уваги прецеденти його застосування в чисельному моделюванні подібних завдань; перевіряли розв'язанням тестових завдань з відомим результатом і, по можливості, порівнювали результати з іншими методами та відомими оцінками.

2.2 Основи досліджень теплообміну випромінюванням до пошуку енергоефективних рішень ДСП

2.2.1 Математична модель і методика оцінки втрат теплоти випромінювання через охолоджувані поверхні в ДСП

Модель, побудована на класичних законах випромінювання, була адаптована автором до умов ДСП, і спочатку застосовувалась для оцінки теплового навантаження на футерівку, та при подальшій розробці ВЕ для першої в СРСР 100-т ДСП надвисокої потужності (63 МВА) Донецького металургійного заводу [173,174]. Схема моделі [175] наведена на рис. 2.2.

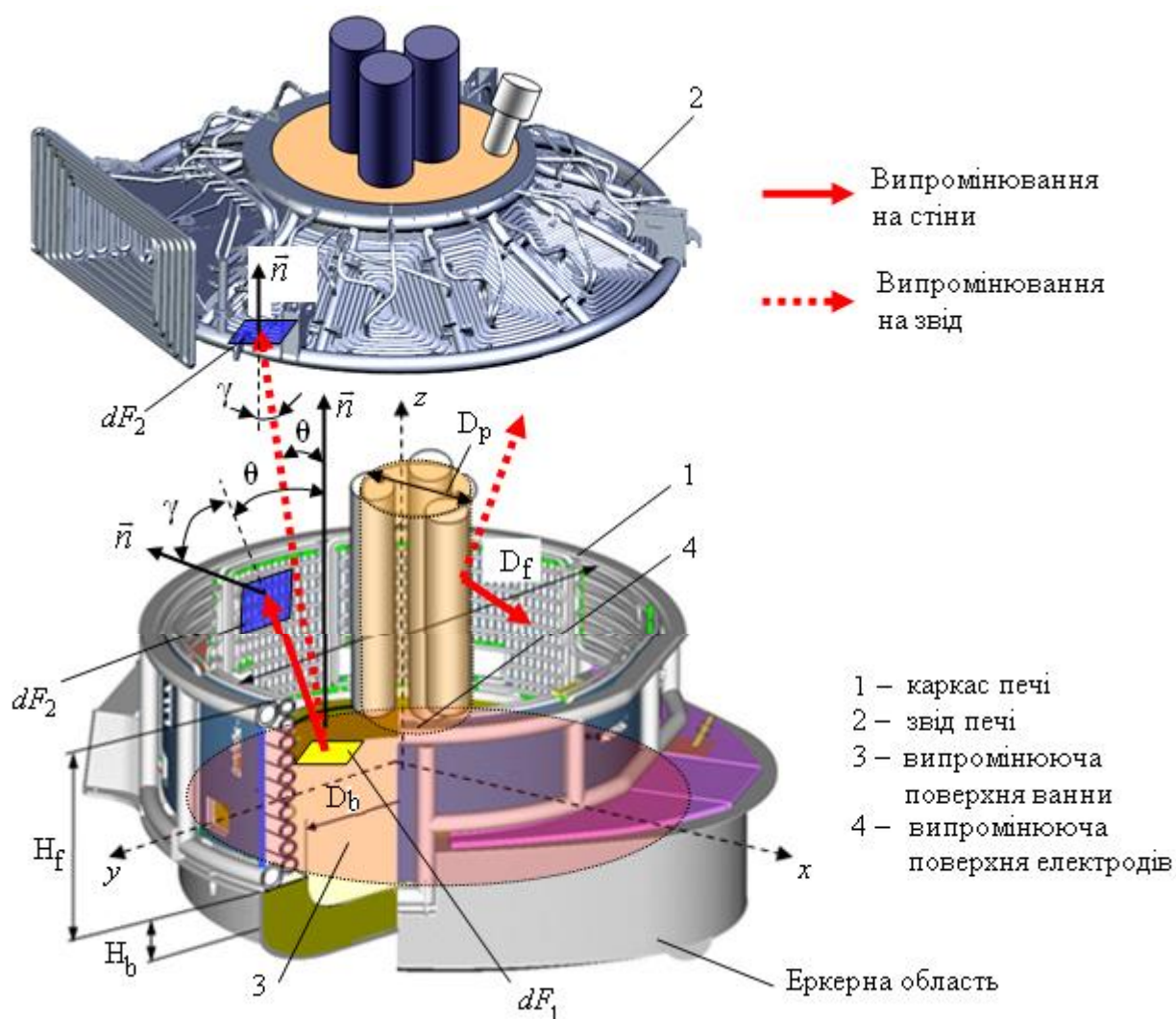


Рис. 2.2 –Схема теплообміну випромінюванням. Позначення – в тексті.

Потужність випромінювання або поглинання енергії q_j на одиницю поверхні кожним з тіл i розраховується за рівнянням [106]:

$$q_i = \sigma \varepsilon_i T_i^4 + (1 - \varepsilon_i) \sum_{j=1}^n (\varphi_{ij} q_j) \quad (2.1)$$

Перший доданок (2.1) є власним випромінюванням за законом Стефана-Больцмана (σ – стала Стефана-Больцмана) тіла i із температурою T_i і ступенем чорноти ε_i , друге – сумарне падаюче випромінювання q_j тіл, що мають коефіцієнт взаємного опромінення φ_{ij} з тілом i .

Потужність випромінювання Q_i всієї поверхні тіла F_i з урахуванням падаючого випромінювання тіл j становить [106]:

$$Q_i = F_i \sum_{j=1}^n [\varphi_{ij} (q_i - q_j)] \quad (2.2)$$

Щільність теплового потоку випромінювання dq елементарної площадки dF_1 на елементарну площадку dF_2 з температурами $T_1 > T_2$ становить:

$$dq = \sigma \varepsilon_r (T_1^4 - T_2^4) dF_1 dF_2 \cos \theta \cos \gamma / (\pi r^2) \quad (2.3),$$

де ε_r – приведений ступінь чорноти [106]; θ, γ – напрямні кути радіус-вектора r щодо нормалей $\vec{n}$ до елементарних площадок (рис. 2.2).

Потужність, яку випромінює поверхня F_1 в навколо точки на елементарній приймаючій площді, виражається наступним рівнянням:

$$Q_1 = \sigma \varepsilon_r (T_1^4 - T_2^4) \iint_{F_1} [(\cos \theta \cdot \cos \gamma) / (\pi r^2)] dF_1 \quad (2.4),$$

в якому підінтегральна функція є коефіцієнтом взаємного опромінення елементарних площадок.

Випромінюючою поверхнею електродів в моделі прийнята бокова поверхня циліндра діаметром розпаду електродів D_p і висотою, що дорівнює довжині електродів в робочому просторі.

Рівняння (2.4) застосовується при розрахунках термічних напружень в стінці трубчастих ВЕ, виконаних в Розділі 4.

Потужність поглинання енергії випромінювання охолоджуючої водою через поверхню F_2 , що формується ВЕ стін і зводу, визначається із виразу:

$$Q_{wce} = \int_{F_2} Q_1 \cdot dF_2 \quad (2.5)$$

Оптимізація геометрії ванни і діаметру розпаду електродів на основі (2.5) виконана в Розділі 3.

2.2.2 Роль пилогазового середовища і взаємного теплообміна випромінюванням в ДСП

На відміну від нагрівальних печей з розвиненою поверхнею цегляної кладки, значною часткою трьохатомних газів в робочому просторі і відносно низькою запиленістю газів, в ДСП при базовому ЕТР у розглянутий період нагріву пилогазове середовище (ПГС) містить лише до 15 % CO_2 , і до 3 % H_2O (табл. 1.2). Це знижує можливості селективного випромінювання, поглинання і розсіювання енергії газовою фазою. У більшості математичних моделей променистого теплообміну в ДСП, розглянутих в Розділі 1, ПГС не береться до уваги. У роботах А. Макарова [176] і Д. Волоса [177] ПГС розглядається як середовище, що знижує інтенсивність випромінювання дуги на ВЕ. Дамо оцінку вкладу ПГС в процес радіаційного теплообміну в ДСП.

Щільність теплового потоку випромінювання газу q_g , що сприймає ВЕ, розраховується за законом Стефана-Больцмана [176]:

$$q_g = \sigma \varepsilon_g \varepsilon_{wce} (T_g^4 - T_{wce}^4) \quad (2.6)$$

Ступінь чорноти суміші трьохатомних газів $\varepsilon_g = \varepsilon_{CO_2} + \beta_{H_2O} \varepsilon_{H_2O}$ визначається сумою складових ε_{CO_2} , ε_{H_2O} и поправочним коефіцієнтом β_{H_2O} , з урахуванням ефективної довжини променя $L_{ef} = 3,6V / F$ (где V , F – заповнений газом об'єм і обмежуюча його площа поверхні), за стандартною методикою [106].

У діючих ДСП температура робочої поверхні і ступінь чорноти ВЕ при відсутності гарнісажу прийняті, згідно з [3], $T_{wce} = 500$ К і $\varepsilon_{wce} = 0,9$, відповідно, а температура газу $T_g = 1870$ К. Для 120-т ДСП з базовим ЕТР оцінка, отримана із (2.6), $q_g = 85$ кВт/м² відповідає найбільш теплонапруженому періоду плавки. У загальному потоці енергії, що вводиться в піч в період нагріву і включає електроенергію $S_{el} = 1$ МВА/т (рис. 1.5а) та хімічну енергію екзотермічних реакцій в рідкій ванні, при їх внеску в енергобаланс печі $\theta_{el} = 58$ % і $\theta_{ch} = 35$ % (табл. 1.4), частка випромінювання газу: $q_g / [k_h S_{el} \cdot 10^3 \cos \varphi \cdot (1 + \theta_{ch} / \theta_{el}) \beta_r M / F_{ws}]$ складає 0,09–0,12, де $\cos \varphi$ – коефіцієнт потужності (0,65) [3]; k_h – коефіцієнт зниження електричної потужності в період нагріву (0,75); β_r – частка випромінювання серед способів теплопередачі в ДСП (0,75–0,80) [3, 58–60, 71]; M – маса плавки (120 т); F_{ws} – площа, що обмежує робочий простір над ванною (108 м²).

Фактичний внесок випромінювання газів в ДСП, очевидно, нижче через часткове покриття поверхні ВЕ гарнісажем, що призводить до збільшення температури робочої поверхні T_{wce} , і приплив холодного повітря, що знижує T_g .

Енергія, яку випромінюють зважені в газовому середовищі частинки плавильного пилю P_{dust} , прагне до різниці ентальпій частинок на виході з ДСП і при утворенні з вихідної шихти. При характерних для ДСП втратах шихти з плавильним

пилом $m_{\text{dust}} = 22 \text{ кг/т}$ (табл. 1.3), оцінка вкладу ентальпії плавильного пилю в енергобаланс печі $P_{\text{dust}} = m_{\text{dust}} C_{\text{dust}} (T_g - T_0)$ при середній теплоємності пилю $C_{\text{dust}} = 0,9 \text{ кДж/(кгК)}$, кінцевій температурі, рівній T_g , і початковій температурі шихти $T_0 = 300 \text{ К}$, не перевищує 9 кВтг/т або $1,5 \%$ введеної в піч питомої енергії (табл. 1.4).

Таким чином, загальний внесок ПГС в променистий теплообмін в ДСП не перевищує $11\text{--}13,5 \%$. З огляду на порівняльний характер досліджень в рамках оптимізації геометрії робочого простору, ПГС не враховується.

Взаємний теплообмін випромінюючих тіл: поверхня ванни і електродів, береться до уваги в емпіричних даних [50,71,73], на яких базується оцінка розподілу температури по висоті електродів (Розділ 3).

2.2.3 Математична модель теплообміну в період плавлення і задача оптимізації діаметру розпаду електродів

У ДСП загальноприйнятою практикою є мінімізація діаметру розпаду електродів D_p (рис. 2.2) для зниження випромінювання електричних дуг на стіни в період нагріву [54]. Наслідком є нерівномірність тепловиділення в об'ємі шихти в період плавлення, яку певною мірою компенсують ПКП. Для сучасних трифазних печей, оснащених ВЕ і працюючих з базовим ЕТР, актуальним завданням є оптимізація D_p за критерієм максимальної відносної тривалості горіння дуг в колодязях, як найбільш енергоефективного етапу періоду плавлення [3]. Питання оптимізації D_p в ДСП в літературі практично не відображені.

2.2.3.1 Геометрична постановка задачі

Вихідна величина D_p (рис. 2.3а), яка використовується в подальших розрахунках як базова, рівна $(1,9 \div 2,1)d_e \approx 0,2D_f$ (де D_f – внутрішній діаметр корпусу) [54], обмежена діаметром електродів, технічними і експлуатаційними характеристиками електродотримачів.

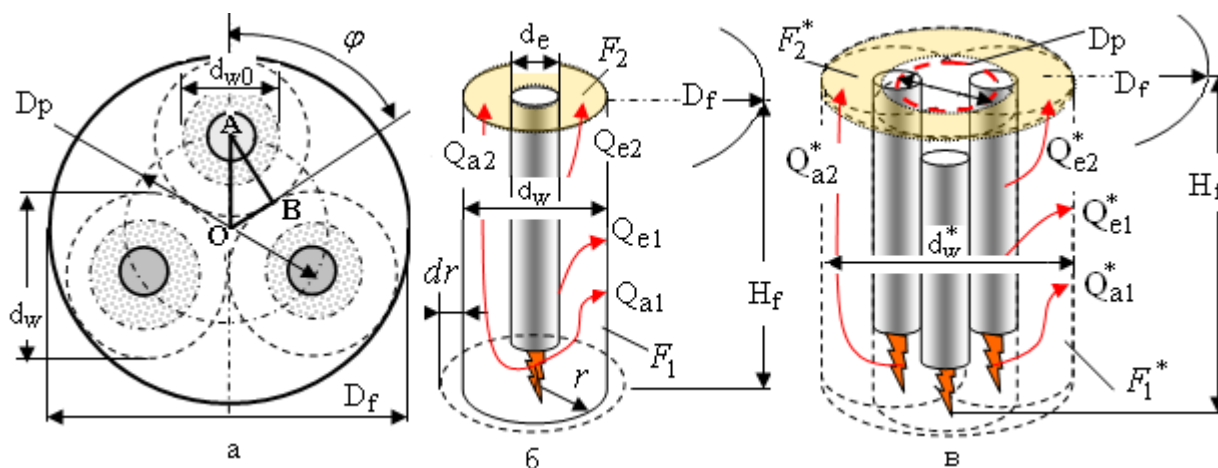


Рис.2.3– Схема плавлення шихти в ДСП (а) і теплообміну в окремих (б) та спільному (в) колодязях. Позначення – в тексті.

Геометрично оптимальний D_p , в припущенні рівномірності плавлення, може бути обґрунтований з умови максимальної тривалості горіння дуг в окремих для кожного електрода колодязях до їх злиття в спільний колодязь і (або) виходу утворюючої колодязя на периметр корпусу ДСП. З трикутника OAB з кутом $\varphi = 60^\circ$ оптимальна величина D_p відповідає умові: $(D_p / 2) \sin 60^\circ = (D_f / 2) - (D_p / 2)$. Тоді максимальний діаметр індивідуального колодязя (до злиття, або виходу на периметр корпусу) становить $d_w = D_p \sin 60^\circ$, а оптимальний розпад $D_p = 0,54 D_f$. Отримане значення узгоджується з конструктивами руднотермічних печей $D_p = (0,45 \div 0,55) D_f$, що працюють в стаціонарному режимі закритого горіння дуг [178]. Крім геометричного рішення задачі, необхідно розглянути її теплотехнологічні аспекти, враховуючи неоднозначність впливу D_p на енергоефективність печі в період плавлення і в період нагріву [179].

2.2.3.2 Теплотехнологічна постановка задачі

Прийнято наступні допущення. Шихтою є однорідний шредерний скрап з насипною щільністю ρ_b , що завантажується в піч в один прийом. Введена в ДСП електрична потужність виділяється в трьох дугах, що горять концентрично

електродів, рівномірно, і забезпечує при опусканні електродів рівномірне плавлення шихти з формуванням концентричних колодязів зі стійкими стінками. Енергія ПКП (5–8 % введеної енергії) в процесі плавлення не враховується, як і теплота екзотермічних реакцій, яка реалізується, переважно, в період нагріву. Діаметр і глибина сформованого колодязя $d_{w0} = 1,35 \cdot d_e$ [46,47] і висота каркасу H_f , відповідно. Температура і ступінь чорноти шихти та ВЕ зводу 300 К і 1,0, відповідно [3]. Теплота випаровування заліза в зоні дуги і конденсації парів на поверхні шихти [51] взаємно компенсується в енергетичному балансі колодязя.

Розрахункова схема теплообміну випромінюванням в окремому і спільному колодязях і параметри, що характеризують розширення колодязів і засвоєння енергії шихтою, наведені на рис. 2.3б, в. Задача оптимізації D_p включає:

- оцінку коефіцієнта енергоефективності дуги при еволюції колодязів шляхом розрахунку потужності випромінювання, аналізу її корисного використання та втрат;

- оцінку відносного часу закритого (в колодязі) і відкритого горіння дуг в загальній тривалості плавлення, як функції D_p ;

- аналіз енергоефективності ДСП при варіюванні D_p з урахуванням теплотехнологічних особливостей періодів плавки і геометрії робочого простору, включаючи ванну. Знаходження оптимального значення параметра.

Джерелами випромінювання в моделі окремого і спільного колодязях є дуга і поверхня електродів. Приймачами випромінювання є циліндрична поверхня стін колодязя F_1, F_1^* (корисна енергія Q_{a1}, Q_{e1} ; Q_{a1}^*, Q_{e1}^*) і кільцева поверхня зводу над колодязем F_2, F_2^* (втрати теплоти з водою Q_{a2}, Q_{e2} ; Q_{a2}^*, Q_{e2}^*).

Попередні оцінки показали, що втрати теплоти через електроди в навколишнє середовище вільною конвекцією, що описується критеріальним рівнянням виду $Nu = f(Pr, Gr)$ (де Nu, Pr, Gr – числа Нуссельта, Прандтля і Грасгофа), та випромінюванням (за законом Стефана-Больцмана), в енергобалансі не перевищують в сумі 1 % і в цьому завданні не враховуються.

Динаміка плавлення шихти під впливом потужності, що виділяється в дуговому розряді P_a (рис. 2.3б), представлена, як часова послідовність квазістаціонарних станів кільцевих шарів скрапу товщиною dr в еволюціонуючому колодязі поточного радіуса r . Енергетичний баланс етапу τ_i періоду плавлення має вигляд:

$$P_a \eta_{aw} \int_0^{\tau_i} d\tau = 2\pi H_f \rho_b k_y \left[\int_A^B \Delta t(r) \cdot C_s(r) \cdot r dr + q_m \int_A^B r dr \right] \cdot k_{air} \quad (2.7),$$

де η_{aw} – коефіцієнт енергоефективності дуги в колодязі; $C_s(r), \Delta t(r)$ – поточні теплоємність і перепад температур в шарі скрапу; k_y, q_m – витратний коефіцієнт і теплота плавлення скрапу; k_{air} – коефіцієнт витрати теплоти на нагрів повітря; A, B – межі інтегрування відповідно до геометрії колодязів на даному етапі плавлення.

Теплоенергетичні розрахунки плавлення шихти в ДСП і нагріву рідкої ванни з метою оптимізації D_p на основі балансового рівняння (2.7) з урахуванням специфіки втрат теплоти по періодах плавки, та геометрії сталеплавильної ванни, виконані в Розділі 3.

2.2.4 Особливості сприйняття випромінювання трубчастою поверхнею ВЕ

Особливості сприйняття теплоти випромінювання трубчастою поверхнею ВЕ пояснюється рис. 2.4а. Розглядається плоска задача в умовах: $d \ll D_p, l, h$, де l, h – відстань від досліджуваної точки до осі симетрії печі і до ванни, відповідно. Поблизу теплосприймаючої точки A_t на трубчастій поверхні завжди знайдеться елементарна площадка, до якої радіус-вектори $\bar{r}_b, \bar{r}_e$ від випромінюючих ванни та електродів направлені по нормалі $\bar{n}$, що, згідно з (2.4), означає максимальний тепловий потік від складових q_b, q_e . Параметр β_{BE} , розрахований на основі (2.4), характеризує ступінь зростання тепловго навантаження на трубчасту поверхню ВЕ в порівнянні з плоскою.

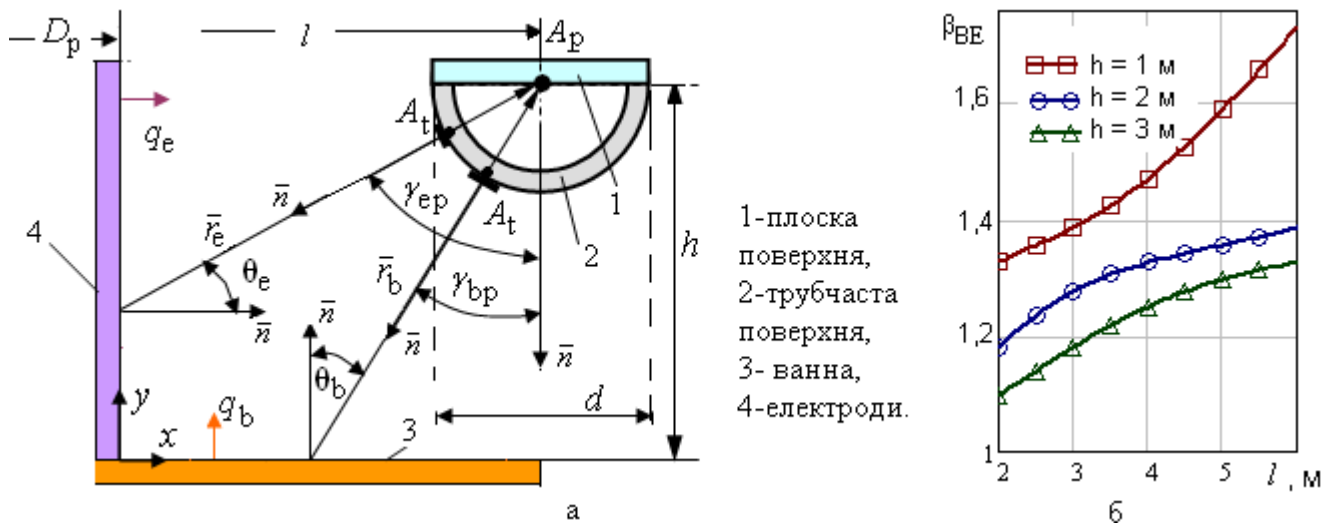


Рис. 2.4 – Сприйняття енергії випромінювання поверхнею БЕ (а). Ступінь зростання теплового навантаження на трубчасту поверхню відносно плоскої β_{BE} в залежності від l і h (б). Позначення – в тексті та табл. 2.2.

$$\beta_{BE} = \left[\frac{[\sigma \varepsilon_b (T_b^4 - T_{wce}^4)] [(l - D_p) / 2] \pi (d / 2) \cos \theta_b \cos \gamma_{bt} / r_b^2}{[\sigma \varepsilon_b (T_b^4 - T_{wce}^4)] [(l - D_p) / 2] d \cos \theta_b \cos \gamma_{bp} / r_b^2} + \frac{+ [\sigma \varepsilon_e (T_e^4 - T_{wce}^4) h \pi (d / 2) \cos \theta_e \cos \gamma_{et} / r_e^2]}{+ [\sigma \varepsilon_e (T_e^4 - T_{wce}^4) h d \cos \theta_e \cos \gamma_{ep} / r_e^2]} \right] \cdot \frac{1}{\pi / 2} \quad (2.8)$$

В (2.8) температури та ступені чорноти ванни, електродів, БЕ $T_b, T_e, T_{wce}, \varepsilon_b, \varepsilon_t, \varepsilon_{wce}$ прийняті відповідно 1873 К, 1473 К, 500 К; 0,7; 0,9; 0,9 [3]. Ефект зростання β_{BE} (рис.2.4б), з урахуванням збільшення сприймаючої трубчастої поверхні в $\pi/2$ раз порівняно з плоскою (при однаковому телесному куті), складає 12–55 % і посилюється від центру до периферії робочого простору ДСП, та зі зменшенням висоти точки, що сприймає випромінювання, над ванною h . Вирази для параметрів, що входять в (2.8), наведені в табл. 2.2.

Практичні розрахунки термічних напружень в трубчастих БЕ, що спричиняються перепадом температури в стінці під дією сприйманого теплового потоку, розглянуті в Розділі 4.

Таблиця 2.2

Вирази для параметрів, що входять в (2.8), на основі рис. 2.4а

Поверхня ВЕ	Розрахункова формула для параметра					
	r_b	r_e	$\cos \gamma_b$	$\cos \gamma_e$	$\cos \theta_b$	$\cos \theta_e$
Плоска	$\sqrt{(\frac{D_b - D_p}{4})^2 + h^2}$	$\sqrt{(\frac{D_b - D_p}{2})^2 + \frac{h^2}{4}}$	$\cos \gamma_{bp} = \frac{h}{r_b}$	$\cos \gamma_{ep} = \frac{x}{r_e}$	$\frac{h}{r_b}$	$\frac{D_b - D_p}{2}$
Трубчаста			$\cos \gamma_{bt} = 1$	$\cos \gamma_{et} = 1$		

2.3 Основи досліджень процесів тепломасообміну при пошуку енергоефективних рішень геометрії сталеплавильної ванни

2.3.1 Математична модель циркуляції сталеплавильної ванни при пневматичному перемішуванні

Гомогенізація сталеплавильної ванни по температурі і хімічному складу є однією з цілей плавки і здійснюється в ДСП, як правило, шляхом пневматичного перемішування. У ДСППС особливості токопідводу через верхній і подовий електроди дозволяють реалізувати електровихрове кондукційне перемішування ванни (Розділ 7). Тривалість гомогенізації τ_{mix} визначається ефективністю використання введеної в ванну енергії і розраховується за емпіричними залежностями виду (1.9) як функція потужності перемішування [76–78]. Процеси усереднення ванни рідкої сталі при пневматичному і електромагнітному перемішуванні були досліджені, переважно, до умов позапічної обробки в сталерозливних ковшах стандартної геометрії [76–80], що не передбачало варіювання співвідношення діаметру і глибини ванни при незмінній масі плавки.

В сучасних ДСП процеси тепломасообміну в рідкій ванні інтенсифікують шляхом пневматичного перемішування. Згідно з В. Баптізманським, М. Меджибожським, В. Охотським [180], в конвертері потужність перемішування

ванни кінетичною енергією кисневого струменя і енергією ізотермічного розширення спливаючих бульбашок CO, що виникають в реакційній зоні при розпаді струменя, становить 2–3 і 15–25 кВт/т, відповідно. Існує тенденція зростання вкладу енергії спливаючих бульбашок при збільшенні садки агрегату. Тому, при оцінці впливу геометрії ванни на процес усереднення в близькій за характеристиками до конвертерного процесу інтенсивній технології в ДСП, з огляду на порівняльний характер досліджень, вплив струменів не розглядається.

Для дослідження впливу D_b / H_b на процеси тепломасообміну в ванні дугової печі розроблена математична модель циркуляції рідкої сталі при пневматичному перемішуванні [181]. Основи моделі автор застосував до описання процесу усереднення при обробці рідкої сталі газотворним реагентом [182].

Модель (рис. 2.5) заснована на емпіричних даних D. Mazumdar, R. Guthrie, A. Ghosh та ін. [77–80]. Вона дозволяє при заданій масі плавки дати оцінку інтенсивності циркуляції як характеристики процесу усереднення ванни і кінетики рафінування сталі на міжфазній поверхні метал - шлак, в залежності від D_b / H_b і режимних параметрів пневматичного перемішування.

Прийнято наступні умови і допущення. Ванна ДСП циліндро-сферична діаметром D_b , глибиною H_b зі співвідношенням циліндричної і сферичної частин 1:1. Маса сталі M , щільність ρ , температура T_b . Продувку ванни ведуть інертним газом з витратою Q_0 через донну пористу пробку радіусом r_0 , встановлену осесиметрично. У процесі продувки в ванні виникає двохфазна газометалічна область з умовно стійкими межами, з кутом розкриття 2γ , пов'язаним зі зміною гідростатичного тиску. Градієнт щільності в двохфазній області і навколишньому об'ємі та тертя між спливаючими бульбашками і рідкою сталлю є рушійними силами, що визивають циркуляцію металу в ванні. У вертикальному перетині ванни виділяється контур циркуляції, що включає висхідну гілку в двохфазній області зі швидкістю руху металу u_m та низхідну гілку по периферії ванни зі швидкістю руху u_{av} . На поверхні ванни над продувними вузлами виникають активні плями (рис. 2.5б) радіусом r_{as} , в зоні яких, переважно, протікають процеси масообміну метал - шлак.

На периферійній поверхні ванни (поза плям) ці процеси йдуть з меншою інтенсивністю.

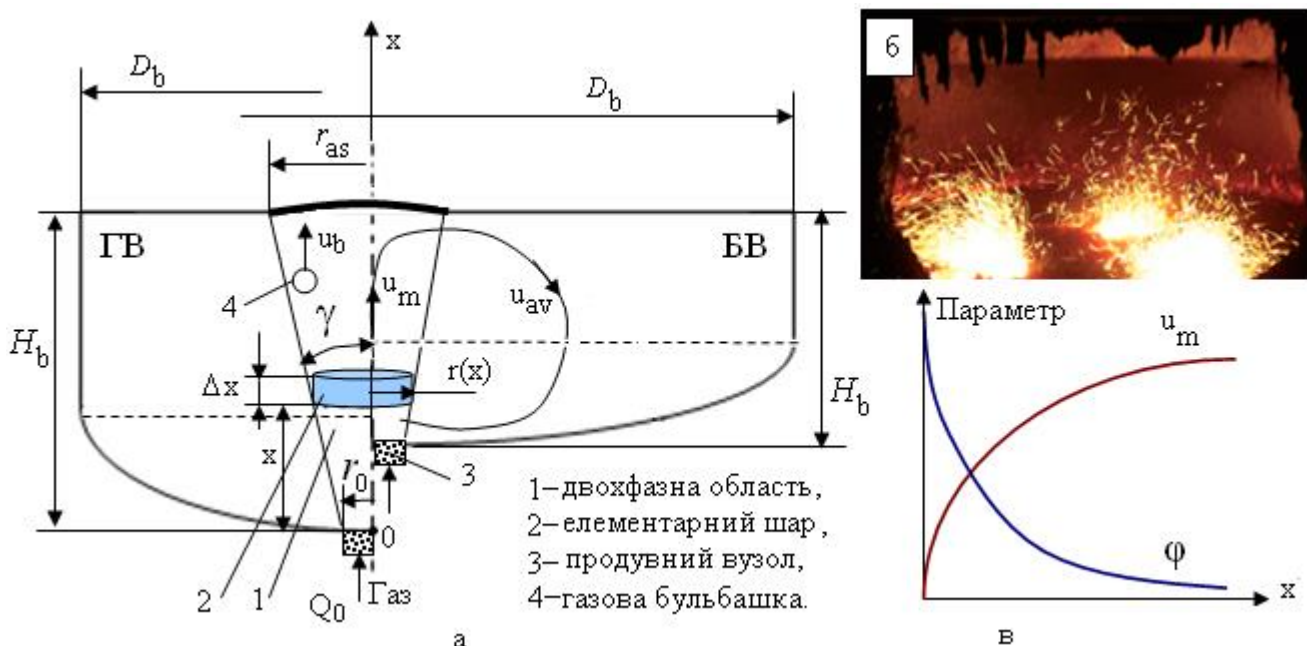


Рис. 2.5— Схема циркуляції в базовій (БВ) і «глибокій» ванні (ГВ) при пневматичному перемішуванні; активні плями (б) [183]; характер зміни параметрів двофазної області по глибині ванни (в). Позначення – в тексті.

Процес циркуляції металу в ванні можна представити як переміщення маси металу, розподіленої в двофазній області у вигляді послідовності з $H_b / \Delta x$ елементарних шарів радіусом $r(x)$, що мають газовміст $\varphi(x)$ і середню швидкість $u_m(x)$, характер зміни яких показаний на рис. 2.5в.

Газовміст $\varphi(x)$ елементарного слоя двофазної області с координатою x , згідно з D. Mazumdar и R. Guthrie [77], виражається через режимні та геометричні параметри системи рідка ванна - газ, що інжектується через пористу пробку.

$$\varphi(x) = Q(x) / \pi r(x)^2 u_m(x) \quad (2.9),$$

де $Q(x) = Q_0 (T_b / 273) / (1 + (H_b - x) / H_g)$ – витрата газу в робочих умовах для поточної координати x ; $r(x) = r_0 + x \cdot \operatorname{tg}(\gamma)$ – поточний радіус двофазної області; Q_0 – витрата газу при н.у.; $H_g = 1,48$ – гідростатична глибина рідкої сталі, м.

У моделі при розрахунку газовмісту допускається, що газові бульбашки не прив'язані до циліндричного шару радіусом $r(x)$ (рис. 2.5а) двофазної області, а спливають незалежно від руху ванни зі швидкістю $u_b = 1,02\sqrt{g(d_b/2)}$ м/с [184] (де g – прискорення сили тяжіння м/с², d_b – діаметр бульбашки, м). Цей вираз є окремим випадком рівняння Н. Mendelson [185] для досить великих бульбашок ($\varnothing > 3$ мм), які, згідно з [78], переважають в сталеплавильній ванні.

Емпіричні залежності для u_m, u_{av} від витрати газу в робочих умовах Q , м³/с і геометричних параметрів барботуємої сталеплавильної ванни D_b, H_b , м прийняті згідно з дослідженнями D. Mazumdar и R. Guthrie [77] наступними.

$$u_m = 4,5 \cdot Q^{0,33} \cdot H_b^{0,25} / (0,5D_b)^{0,33}, \text{ м/с} \quad (2.10)$$

$$u_{av} = 0,79 \cdot Q^{0,33} \cdot H_b^{0,25} / (0,5D_b)^{0,67}, \text{ м/с} \quad (2.11)$$

Для кута γ розкриття двофазної області в металі вжита залежність від геометрії ванни, продувного пристрою та параметрів середовищ, отримана G. Krishnamurthy, S. Mehrotra, A. Ghosh [186–188]:

$$\gamma = 82,35 \cdot Fr_m^{0,12} (H_b/D_b)^{-0,254} (2r_0/D_b)^{0,441}, \text{ град.} \quad (2.12),$$

де $Fr_m = (u_m^2 / gr_0) \cdot (\rho_g / \rho)$ – модифіковане число Фруда для поточної координати x ; ρ_g – щільність газу в робочих умовах, кг/м³; r_0 – радіус пористої пробки, м.

Інтенсивність циркуляції M_c , як маса металу, що переноситься в двофазній області в одиницю часу, в рамках запропонованої математичної моделі визначається, з урахуванням (2.9–2.12), в такий спосіб:

$$M_c = \pi \rho \int_0^{H_b} (r_0 + x \cdot \operatorname{tg}(\gamma))^2 (1 - \varphi(x)) dx / \int_0^{H_b} \frac{dx}{u_m(x)}, \text{ кг/с} \quad (2.13)$$

Величиною, що характеризує кінетику гомогенізації сталеплавильної ванни масою M , кг, а, отже, тривалість періоду нагріву, продуктивність і енергоефективність ДСП при варіюванні геометричних параметрів ванни, є тривалість циклу циркуляції τ_c .

$$\tau_c = M / M_c, \text{ с} \quad (2.14)$$

Відповідно до теорії гомогенізації, повне усереднення об'єму по досліджуваному параметру настає за час, що наближується до нескінченності. Число циклів циркуляції залежить від необхідного ступеня усереднення, який для металургії, як правило, обмежується 90–95 % [78]. На основі аналізу рівняння конвективної дифузії для циркуляційного контуру зі швидкістю руху рідини u_{av} , показано [189], що кількість циклів циркуляції для гомогенізації визначається дифузійним числом Пекле в перемішуваний ванні $Re = u_{av} L / D_{ef}$ (де L – довжина контуру циркуляції, D_{ef} – ефективний коефіцієнт дифузії): при $Re \leq 15$ число циклів становить 1–2. Оцінка u_{av} по (2.11) для 120-т ванни зі стандартними $D_b = 5,5$ м, $H_b = 1,1$ м при витраті газу через пористу пробку $40 \text{ м}^3/\text{год}$ складає $0,14 \text{ м/с}$, що при середній довжині контура циркуляції $2H_b + D_b$ і середній оцінці $D_{ef} = 0,25 \text{ м}^2/\text{с}$ (в інтервалі значень $0,02$ – $0,5$ для барботуємої ванни), згідно з В. Явойським [190], дозволяє припустити, що в ванні ДСП число $Re < 15$. З огляду на те, що в «великій» металургії в ДСП отримують напівпродукт, який доводиться поза піччю до заданої марки сталі, число циклів циркуляції, необхідних для усереднення ванни по температурі і хімічному складу не є особливо критичним параметром і може бути прийнятим рівним 1.

Виконано порівняння тривалості гомогенізації ванни ДСП за циркуляційною моделлю з відомими емпіричними залежностями (табл. 2.3). Останні отримані, головним чином, для умов обробки сталі в ковші. Тому, τ_{mix} аналізували як для 120-

т ковша з параметрами: $D_b = 2,75$ м, $H_b = 3$ м, $Q_0 = 30$ нм³/год, так і для 120-т ДСП при температурі металу $T_m = 1873$ К. В останньому випадку порівнювали час усереднення для базової τ_{mixb} і «глибокої» ванн при незмінній масі М. Потужність перемішування N_{mix} , що, згідно з [77], являє собою питому роботу ізотермічного розширення газу при впливанні бульбашок, здійснену в одиницю часу, складає:

$$N_{mix} = [(Q_0 / 3600) \rho_g R_g T_m \ln(p_{at} + H_b / H_g)] / (\mu_g M), \text{ Вт/т} \quad (2.15),$$

де R_g – універсальна газова стала (8314 Дж/(кмоль К)); p_{at} – атмосферний тиск (1 ат); μ_g – молекулярна маса аргону (40 кг/кмоль); ρ_g – щільність газу (1,78 кг/нм³).

Таблиця 2.3

Порівняння результатів розрахунку τ_{mix} за різними методиками

Розрахункова формула (посилання)	Автори, [джерело]	τ_{mix} , с		τ_{mixb}/τ_{mix}	
$\tau_{mix} = \tau_c$ (2.14)	Дана робота	В ковші	109	В ванні ДСП	3,02
$\tau_{mix} = 800 N_{mix}^{-0,4}$ (1.9)	Nakanishi, Fujii, Szekely [76]		156		1,15
$\tau_{mix} = 25,4(Q_0 / 3600)^{-0,33} H_b^{-1} (D_b/2)^{2,33}$	Mazumdar, Das, Bajpayee [79]		86		2,75
$\tau_{mix} = 3,2(Q_0 / 3600)^{-0,38} H_b^{-0,64} D_b^2$	Neifer, Rödl, Sucker [191]		74		2,15
$\tau_{mix} = 27,4(N_{mix} / 1000)^{-0,33} H_b^{-1} D_b^{1,36}$	Asai, Okamoto, He, Muchi [192]		97		2,48

Відомі методики дають розбіжність в оцінці τ_{mix} до двох разів, і результат циркуляційної моделі знаходиться в цих рамках. Найбільшу тривалість усереднення дає формула К. Nakanishi та ін. [76], отримана на основі промислових експериментів в регламентованих умовах. Інші емпіричні залежності, отримані на водо-повітряних моделях барботажних реакторів, мають задовільну кореляцію із запропонованою моделлю. Згідно з розрахунками, перевага «глибокої» ванни в прискоренні процесів гомогенізації сталі становить від 1,15 до 3 разів. Вплив геометричних параметрів ванни на теплотехнологічні характеристики ДСП досліджено в Розділі 3.

2.3.2 Циркуляція ванни та процеси плавлення і рафінування

Тепломасообмін при циркуляції середовища в умовах, наближених до ванни сучасної ДСП, досліджували М. Kawakami, R. Takatani, L. Brabie [74], і описали його наступними критеріальними рівняннями:

$$Nu = 0,017 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33} \quad (2.16)$$

$$Sh = 0,079 \cdot Re^{0,7} \cdot Sc^{0,356} \quad (2.17),$$

де $Nu = \alpha_{\text{con}} L / \lambda$, $Re = u_m L / \nu$, $Pr = \rho C \nu / \lambda$, $Sh = \beta_{\text{con}} L / D$, $Sc = \nu / D$ – числа Нуссельта, Рейнольдса, Прандтля, Шервуда, Шмідта; L – характерний розмір, м; λ, ν, C – теплопровідність (Вт/(мК)), кінематична в'язкість (м²/с) та теплоємність рідкої сталі (Дж/(кгК)), відповідно; D – коефіцієнт дифузії елемента в ванні, м²/с.

Інтенсивність тепломасообміну, зокрема, при плавленні фрагментів скрапу, визначається коефіцієнтами тепловіддачі α_{con} та масопереносу β_{con} в сталеплавильній ванні і може бути підвищена, згідно з попереднім аналізом (2.16, 2.17), збільшенням глибини ванни, як характерного розміру [193].

Фрагмент скрапу в залізовуглецевому розплаві (рис. 2.6а) засвоюється за наступною схемою, що включає, в загальному випадку, три етапи [194–196]: утворення і плавлення корки металу на поверхні; прогрів тіла до температури рідкої ванни; плавлення. Перші два етапи складають тепловий період. Згідно з технологічним регламентом, вміст вуглецю у ванні при інтенсивній технології вище, ніж в скрапі на 0,7–0,8 %, що надає плавленню дифузійний характер: воно протікає при зниженій температурі за рахунок дифузії вуглецю в поверхневий шар скрапу.

Для підвищення енергоефективності ДСП, зокрема, при ЕТР «flat bath» процесу (табл. 1.6), важливо мінімізувати час плавлення скрапу в ванні. Тривалість теплового періоду визначається критерієм Біо $Bi = \alpha_{\text{con}} \delta_s / \lambda_s$ і залежить від розміру фрагмента скрапу δ_s , його теплопровідності λ_s , коефіцієнтів тепловіддачі в ванні

α_{con} і масовіддачі при дифузійному плавленні β_{con} . Температура на міжфазній поверхні фрагмента скрапу, що плавиться, залишається рівною температурі ліквідус. Оцінка напрямку і швидкості руху границі розділу фаз $d\Delta/d\tau$ визначається з закону збереження енергії на поверхні розділу фаз - умови Стефана [197]:

$$\rho_s q_m (dx / d\tau) = q_2 - q_1 \quad (2.18),$$

де ρ_s – щільність твердої фази; q_m – питома теплота фазового переходу; x – координата фронту фазового переходу.

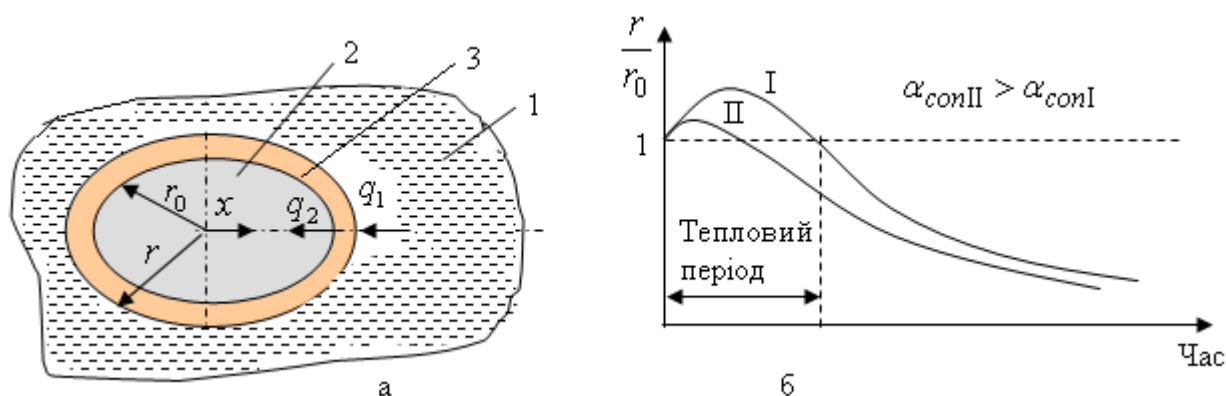


Рис. 2.6– Механізм (а) і кінетика (б) плавлення скрапу в сталеплавильній ванні. 1– ванна, 2–фрагмент скрапу, 3– корка

Права частина (2.18) являє собою щільність результуючого теплового потоку на межі розділу фаз. Коли вона позитивна, розплав твердне і корка формується, в іншому випадку корка, а потім фрагмент шихти плавиться. Згідно з дослідженнями [81–83], підвищення α_{con} в ванні сприяє скороченню тривалості теплового періоду і часу плавлення в цілому (рис. 2.6б).

Вплив відносної глибини ванни на тривалість плавлення фрагментів скрапу τ_m досліджували в Розділі 3 з використанням формули Семікіна - Старка [198]:

$$\tau_m = (\chi \cdot C_s / \alpha_{\text{con}}) \cdot \ln[(T_b - T_0) / (T_b - T_m)], \text{ c} \quad (2.19)$$

де χ – відношення маси фрагмента скрапу до його поверхні; C_s – теплоємність скрапу, Дж/(кгК); T_b, T_m, T_0 – температура ванни, плавлення і вихідна скрапу, відповідно.

Кінетика рафінування сталі від фосфору, вміст якого регламентується в напівпродукті ДСП, визначається, відповідно до закону Фіка, потоком реагенту J_p , кг/с, викликаним градієнтом концентрацій $\Delta C_{[P]}$, кг/м³ і коефіцієнтом масопереносу β_{con} , м/с через міжфазну поверхню метал - шлак F_{msl} , м² [199].

$$J_p = \beta_{\text{con}} \cdot F_{\text{msl}} \cdot \Delta C_{[P]} \quad (2.20)$$

Кінетика зневуглецевлення металу за рахунок реакції $[C]+[O]=\{CO\}$ на спливаючих газових бульбашках описується рівнянням [201]:

$$dn / dx = J_{C,O} \cdot F_b / u_b \quad (2.21)$$

де n – поточна по координаті x , м кількість CO в бульбашці, кмоль; F_b – площа поверхні бульбашки, м²; u_b швидкість впливання бульбашки, м/с; $J_{C,O}$ – потік реагентів в бульбашку, кмоль/(м²с).

Дослідження впливу глибини ванни ДСП на процеси дефосфорації та зневуглювання сталі виконані в Розділі 3 і наведені в [200].

2.4 Основи досліджень гідромеханіки, теплообміну та електровихрових течій сталеплавильної ванни в рамках завдань роботи

Попередній аналіз показує, що для рідкої сталеплавильної ванни промислової ДСП з характерним розміром (глибина) $H_b = 1$ м, число Рейнольдса при коефіцієнті кінематичної в'язкості $\nu = 10^{-6}$ м²/с і мінімальній швидкості руху в

умовах вільної конвекції $u_m = u_{\text{con}} = 0,01-0,1$ м/с [3] $Re = u_{\text{con}} H_b / \nu$ становить не менш, ніж 10^4-10^5 . При чисельному моделюванні нагріву сталеплавильної ванни в пакетах прикладних програм, відповідно до рекомендацій О. Gonzales, М. Ramirez-Argaez, F. Conejo [72] для випадку турбулентного руху в'язкої нестисливої рідини, використані рівняння нерозривності (2.22), балансу імпульсу у вигляді рівняння Нав'є–Стокса (2.23) і дисипації енергії (2.24, 2.25) в рамках $k-\varepsilon$ моделі турбулентності, які в загальному вигляді записуються так:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad (2.22)$$

$$\rho(\vec{u} \cdot \nabla) \vec{u} = \nabla \cdot [-p \vec{I} + (\eta + \eta_T)(\nabla \vec{u} + (\nabla \vec{u})^T)] + \vec{F} \quad (2.23)$$

$$\rho \vec{u} \cdot \nabla k = \nabla \cdot \left[\left(\eta + \frac{\eta_T}{\sigma_k} \right) \cdot \nabla k \right] + \eta_T \cdot P(\vec{u}) - \rho \varepsilon; \quad (2.24)$$

$$\rho \vec{u} \cdot \nabla \varepsilon = \nabla \cdot \left[\left(\eta + \frac{\eta_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \cdot \nabla \varepsilon \right] + C_{\varepsilon 1} \varepsilon \eta_T \cdot \frac{P(\vec{u})}{k} - C_{\varepsilon 2} \rho \cdot \frac{\varepsilon^2}{k}; \quad (2.25),$$

де ρ – щільність; $\vec{u}$ – вектор швидкості; p – тиск; $\vec{I}$ – одиничний тензор; $\tau = \eta(\nabla \vec{u} + (\nabla \vec{u})^T)$ – тензор напружень; $\vec{F}$ – щільність об'ємних сил; η – коефіцієнт динамічної в'язкості. $P(\vec{u}) = \nabla \vec{u} / (\nabla \vec{u} + (\nabla \vec{u})^T)$; $\eta_T = \rho C_\mu k^2 / \varepsilon$ – ефективна турбулентна в'язкість; k – турбулентна кінетична енергія; $C_\mu, C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}, \sigma_k, \sigma_\varepsilon$ – емпіричні сталі; ε – дисипація турбулентної енергії.

Перенос теплоти в задачах нагріву рідкої ванни описується рівнянням теплопровідності в суцільному середовищі, в яке для випадків, пов'язаних з протіканням електричного струму, включена складова теплоти Джоуля j^2 / σ_{el} :

$$\rho C_u \cdot \nabla T = \nabla \cdot [(\lambda + \lambda_T) \nabla T] + j^2 / \sigma_{el} \quad (2.26),$$

де C – теплоємність; T – температура; λ, λ_T – теплопровідність стационарна і турбулентна, відповідно; j – щільність струму; σ_{el} – питома електропровідність.

У Розділі 3 проведено чисельні дослідження впливу геометричних параметрів ванни ДСП на процеси теплопереносу від гарячих плям під електричними дугами при пневматичному перемішуванні.

Електромагнітні течії в рідкому середовищі при протіканні електричного струму описуються рівняннями Максвелла (2.27, 2.28), узагальненим законом Ома для рухомого середовища (2.29) і законом збереження електричного заряду (2.30). При чисельному моделюванні ванни ДСППС і ПЕ з рідкометалевим теплоносієм, дані залежності доповнюють керуючі рівняння (2.22–2.26).

$$\nabla \times \vec{B} = \mu_0 \vec{j}; \quad \nabla \cdot \vec{B} = 0 \quad (2.27)$$

$$\nabla \times \vec{E} = 0, \quad \nabla \cdot \vec{E} = \rho_e / \varepsilon_0 \quad (2.28)$$

$$\vec{j} = \sigma_{el} (\vec{E} + \vec{u} \times \vec{B}) \quad (2.29)$$

$$\nabla \cdot \vec{j} = 0 \quad (2.30)$$

де $\vec{j}$ – щільність струму, ρ_e – щільність заряду; $\vec{B}$ – індукція магнітного поля; $\vec{E}$ – напруженість електричного поля, μ_0 – магнітна стала, ε_0 – електрична стала, $\vec{u}$ – швидкість рідини.

2.5 Основи досліджень газодинаміки систем аспірації та знепилювання ДСП в рамках завдань роботи

Виконанню роботи передував аналіз літературних даних, в якому вперше обґрунтовано положення про вплив геометричних співвідношень робочого простору ДСП і кисневого конвертера (КК) на основні показники енергоефективності агрегатів: втрат теплоти та вихід придатного.

З наведених на рис. 2.7а конструктивних схем ДСП і КК видно, що, як сталеплавильний агрегат для інтенсивної технології, ДСП є менш функціональним. Складна форма робочого простору з еркерною областю і електродами, що проходять в піч, ускладнює торкретування внутрішньої поверхні після кожної плавки і зумовлює необхідність широкого вживання енерговитратних ВЕ для досягнення порівнянної з КК стійкості огорожі робочого простору.

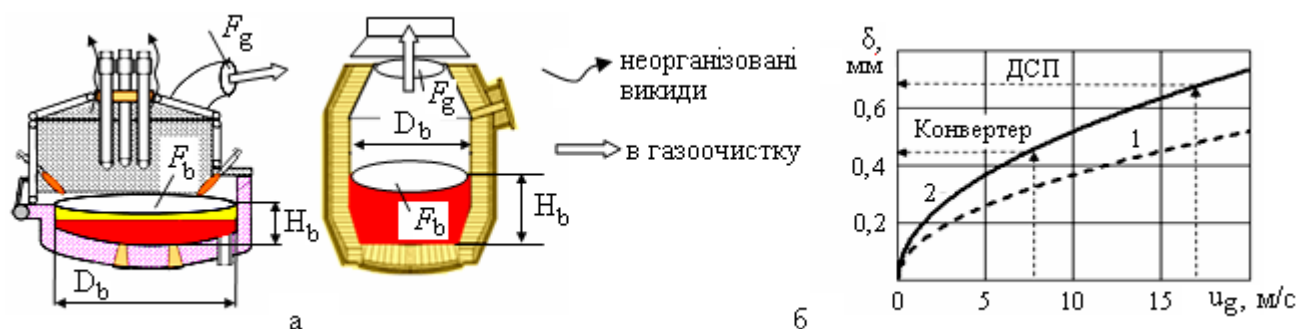


Рис. 2.7. Геометричні параметри ДСП і КК (а); залежність (б) розміру частинок пилу, що виносяться δ , від швидкості газового потоку u_g при температурі 200 °С (1), 1500 °С (2). Позначення – в табл. 2.2.

В порівнянні з КК, за інших рівних умов, неглибока і плоска ванна ДСП обумовлює суттєві питомі втрати теплоти випромінювання в ВЕ; конструктивні обмеження площі аспіраційного газоходу ДСП зумовлюють високу швидкість газового потоку і втрати теплоти з ПГС; електродні зазори в зводі і робоче вікно сприяють підвищеному рівню неорганізованих викидів ПГС і втрат енергії на нагрів притоку холодного повітря.

З балансу сили тяжіння і аеродинамічної сили опору, згідно монографії М. Юдашкіна [202], приведений діаметр частинок плавильного пилу δ , м які виносяться в газовому потоці, з середньою швидкістю u_g , м/с становить:

$$\delta = \zeta \sqrt{18 u_g \eta_g / (g(\rho_{\text{dust}} - \rho_g))} \quad (2.31),$$

де ρ_{dust} , ρ_g – щільність плавильного пилю (3 кг/м^3) і газового середовища в робочих умовах, відповідно; ζ – коефіцієнт масовості паріння часток, прийнятий 0,8 [202]; η_g – коефіцієнт динамічної в'язкості газу ($5 \cdot 10^{-5} \text{ Н·с/м}^2$ [202]), g – прискорення сили тяжіння, м/с^2 .

Швидкість газового потоку на вході в аспіраційний газохід оцінювали при характерних значеннях питомої витрати кисню $5 \text{ нм}^3/(\text{т·хв})$ для КК [199] і $42 \text{ нм}^3/\text{т}$ для ДСП при такого ж порядку припливі повітря [3, 32], тривалості продувки в обох випадках 20 хв., і геометричних параметрах робочого простору, наведених в табл. 2.4. Згідно з оцінками, газодинамічні умови в ДСП дозволяють виносити з печі частинки приблизно в 1,5 рази важчі, ніж з КК (рис. 2.7б), і їх розрахунковий діаметр досить добре корелює з експериментальними даними [111]. Дана обставина, очевидно, є однією з причин більш низького виходу придатного (табл. 2.4) в ДСП. Підвищені втрати теплоти з ПГС в ДСП обумовлені значним припливом холодного повітря. Втрати енергії випромінювання з водою в ДСП, зважаючи на широке використання ВЕ, свідомо вище, ніж в КК (охолоджується тільки киснева фурма), і тому не порівнюються.

Розробки по системі аспірації ДСП, спрямовані на зниження і локалізацію ПГС, притоку повітря в піч, неорганізованих викидів, представлені в Розділі 5.

Розробка енергоефективної системи аспірації ДСП потребує дослідження газодинамічних процесів в робочому просторі печі. Попередній аналіз показує, що рух ПГС носить турбулентний характер: при середній швидкості $u_g = 17 \text{ м/с}$ (табл. 2.4), характерному розмірі витяжного газоходу $d_{\text{duct}} = 1 \text{ м}$, кінематичній в'язкості газу $\nu_g = 1,87 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$ при середній температурі 1000°C [211], число Рейнольдса $Re = u_g d_{\text{duct}} / \nu_g$ становить близько $9 \cdot 10^4$.

ПГС, навіть при максимальній запиленості 60 г/нм^3 , можна, з певними припущеннями, вважати однокомпонентним середовищем, оскільки масова доля твердих частинок не перевищує 5 %.

Таблиця 2.4

Аналіз геометрії плавильного простору агрегату та втрат енергії і заліза

Параметри агрегата та технології	ДСП				КК
	Завод, де встановлен агрегат (компанія - виробник)				
	ПП «ДЕМЗ», Донецьк, Україна. («Danieli»)	ПАТ «НСМЗ», Ревда, РФ. («Siemens–VAI»)	ПАТ «НКМЗ», Краматорськ, Україна. («НКМЗ»)	ТОВ «Електро-сталь», Курахове, Україна. («STB»)	ПАТ «Север-сталь», Череповець, РФ. («Siemens–VAI»)
Місткість, т	120	120	50	50	350
Площа газо-видалення F_g , м ²	2,27	2,11	1,26	1,08	16,1
Площа ванни F_b , м ²	23,8	25,5	13,8	14,3	35,2
F_g / F_b	0,095	0,083	0,091	0,075	0,46
D_b / H_b	4,5–6				0,9
Швидкість газу u_g , м/с	17,2	18,5	17,8	20,8	8,2
Вихід придатного, %	86[203], 83–88 [204]				89–92 [199]
Частка теплоти, виносимої з ПГС, в енергобалансі, %	14–20 [3, 32, 205]				8–10 [199]

Умовою локалізації неорганізованих викидів ПГС через електродні зазори ДСП, на основі закону Бернуллі, є [206]:

$$(\rho_{\text{air}} - \rho_g)gh + \rho_g u_g^2 / 2 \leq \xi_e \rho_g u_g^2 / 2 + \Delta p \quad (2.32),$$

де u_g – середня вертикальна швидкість руху газу в робочому просторі печі, м/с; $\rho_{\text{air}}, \rho_g$ – щільність повітря поза печі і газу в печі, відповідно, кг/м³; h – висота від рівня ванни до електродних зазорів, м; Δp – розрідження в робочому просторі, Па; ξ_e – коефіцієнт місцевого опору електродних зазорів.

Вираз (2.32) означає, що рушійна сила неорганізованих викидів в електродні зазори, обумовлена камінним ефектом (1-й доданок лівої частини) і швидкісним напором під впливом розрідження (2-й доданок лівої частини), врівноважується втратою тиску в кільцевому електродному зазорі (1-й доданок правої частини) і розрідженням під кришкою (2-й доданок правої частини), зростання якого перешкоджає викидам.

Наявність додаткових джерел і стоків середовища: газовідвідного патрубку, зазору звід - корпус і робочого вікна, складність визначення коефіцієнта опору при русі потоку в електродних зазорах, ускладнює аналітичне рішення (2.32).

Можливості аналітичного рішення задач газової динаміки в ДСП обмежені оцінкою параметрів витяжного газоходу. Його розрахунок, за умови рівномірного притоку, при статичному тиску в рамках одновимірної теорії вентиляції [207] проведено в Розділі 5.

Розрахункові параметри витяжного газоходу є основою подальшого тривимірного чисельного моделювання систем аспірації ДСП в пакеті прикладних програм шляхом рішення керуючих рівнянь нерозривності, балансу імпульсу (2.22, 2.23) та $k-\varepsilon$ моделі турбулентності (2.24, 2.25). Даний комплекс рівнянь було вжито також при чисельному моделюванні процесів горіння СО в камері допалювання, а також руху ПГС в камері первинного знепилення ДСП малої місткості (Розділ 6).

2.6 Основи моделювання нагріву шару скрапу при обтіканні газовим теплоносієм

Чисельне моделювання нагріву скрапу при фільтрації гарячого ПГС засновано на рішенні Шумана-Анцеліуса щодо відносної температури шару шихти в залежності від критеріїв висоти γ та часу ω за умови сталості температури теплоносія [208]:

$$\theta = (T_s - T_0)/(T_g - T_0) = e^{-\gamma} \int_0^{\omega} e^{-x} I_0(2\sqrt{\gamma x}) dx \quad (2.33),$$

де I_0 – функція Бесселя першого роду нульового порядку від уявного аргументу; T_s, T_g – поточна по вертикальній координаті x температура скрапу й газу в камері нагріву, відповідно, °C; T_0 – вихідна температура скрапу, °C; e – основа натурального логарифму.

Критерії висоти нагріваемого шару скрапу γ та часу нагріву ω , що входять в (2.33), ґрунтуючись на дослідженнях А. Богданді, Г. Енгеля [209] процесів теплообміну в шарі шихти в умовах шахтних відновних печей, представлені у вигляді [206]:

$$\gamma = k_v H_k / (C_g u_g) \quad (2.34);$$

$$\omega = k_v \tau_h / [C_s (1 - \Pi)] \quad (2.35),$$

де k_v – об'ємний коефіцієнт теплопередачі, що враховує внутрішній тепловий опір фрагментів скрапу, Вт/(м³К); H_k – висота шару скрапу в камері нагріву, м; C_g, C_s – середня об'ємна теплоємність газу та скрапу в інтервалі температур нагріву, відповідно, Дж/(м³К); u_g – швидкість газового теплоносія в вільному перерізі камери нагріву, м/с; τ_h – час нагріву, с; Π – порозність шару скрапу.

Дослідження попереднього нагріву скрапу [206] в рамках енерго-екологічної концепції утилізації теплоти відхідних газів ДСП проведено в Розділі 6.

Висновки

1. Визначено структуру і методологію дисертаційної роботи для вирішення поставлених завдань досліджень. Матеріали дисертації містять 5 інноваційних пакетів, що відповідають критеріям наукової новизни та практичної цінності.
2. Розроблено математичну модель теплообміну випромінюванням в робочому просторі ДСП для вирішення завдання оптимізації відношення діаметру ванни до глибини по критерію мінімальних втрат теплоти з водою, що охолоджує, з

урахуванням умов та обмежень при різних ЕТР. Тестування моделі показали її адекватність та придатність до мети досліджень.

3. Розроблено математичну модель теплообміну в колодязі, що утворюється в шарі металошихти при плавленні дуговим розрядом, для вирішення задачі оптимізації діаметру розпаду електродів ДСП по критерію мінімальних енерговитрат з урахуванням умов та обмежень при різних ЕТР. Модель дає результат, що корелює з іншими дослідженнями при розрахунку часу проплавлення колодязя.

4. Розроблено математичну модель циркуляції сталеплавильної ванни при пневматичному перемішуванні для дослідження процесів тепломасообміну в ванні та на міжфазних поверхнях, яка дозволяє варіювання відношення діаметру ванни до глибини. В подібних умовах модель дає результат, що корелює з іншими дослідженнями.

5. Показано, що сприйняття теплоти випромінювання трубчастою поверхнею має особливість, згідно з якою, діючі величини теплових потоків, що визначають термічні напруження в ВЕ та їх експлуатаційну стійкість, на 12–55 % перевищують значення, розраховані для плоскої поверхні.

6. Проведено попередній порівняльний аналіз впливу геометричних співвідношень робочого простору ДСП і кисневого конвертера на основні показники енергоефективності: втрати теплоти з пилогазовим середовищем і вихід придатного. Визначено шляхи модернізації геометрії робочого простору і системи аспірації у напрямку підвищення енергоефективності ДСП.

7. Обґрунтовано застосування рівнянь гідрогазодинаміки, теплопровідності та магнітної гідродинаміки для чисельного моделювання руху і теплообміну в суцільному середовищі при дослідженні процесів в рідкій ванні ДСП та ДСППС і системі аспірації в рамках завдань досліджень.

Основні положення Розділу 2 опубліковані в [173–175], [179], [181], [182], [193], [200], [206].

3. РОЗРОБКА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНИХ РІШЕНЬ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЇ ВАННИ ТА РОЗПАДУ ЕЛЕКТРОДІВ ДСП НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОМАСООБМІНУ

3.1 Структура і зміст розділу

За допомогою математичних моделей теплообміну випромінюванням, плавлення металошихти та циркуляції розплаву (Розділ 2) проведені дослідження процесів тепломасообміну, на основі яких отримані оптимальні для різних ЕТР співвідношення геометричних параметрів сталеплавильної ванни і діаметра розпаду електродів. Структура і зміст Розділу 3 пояснюються рис. 3.1.

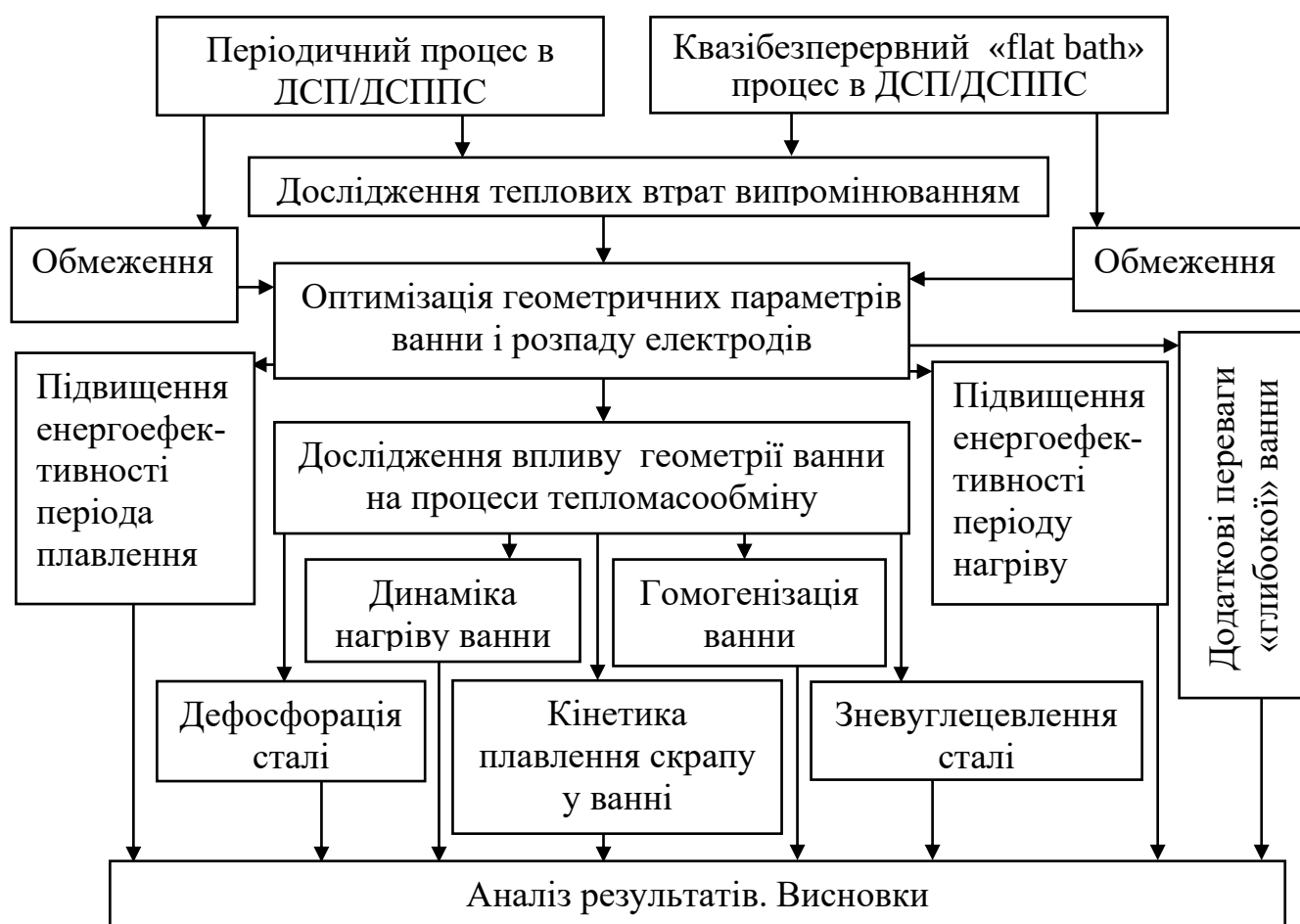


Рис. 3.1 – Структура і зміст Розділу 3.

3.2 Розрахункова модель ванни ДСП

У розрахунковій моделі прийнята циліндро-сферична ванна (рис. 3.2а) зі співвідношенням висот циліндричної H_{cl} і сферичної H_{sf} частин 1:1. Об'єм ванни V_b визначається наступним рівнянням:

$$V_b = (\pi H_b^3 / 16) \cdot [1/3 + 3(D_b / H_b)^2] = M k_{sl} k_h / [\rho(1 + k_b)] \quad (3.1)$$

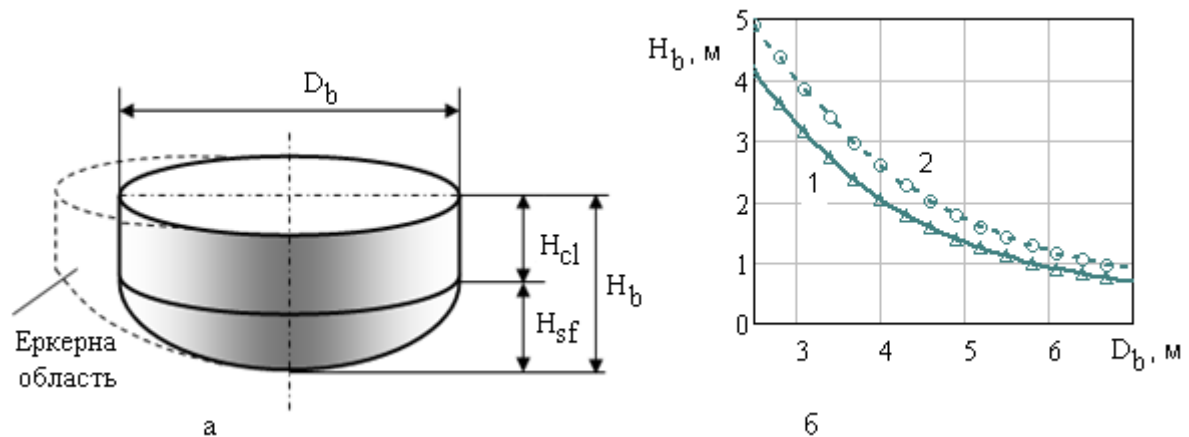


Рис. 3.2— Форма ванни в моделі (а). Залежність між глибиною ванни H_b та її діаметром D_b для 120-т ДСП. 1—базовий ЕТР, 2—«flat bath» процес.

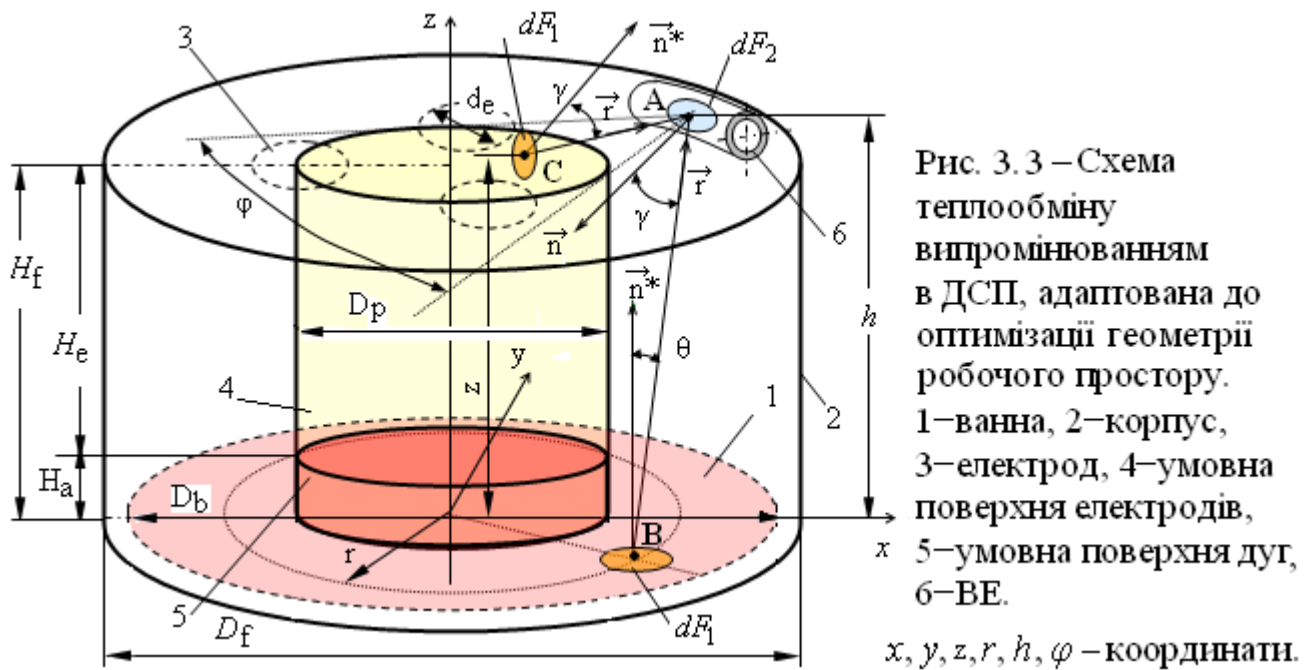
Об'єм порожнини під сталеплавильну ванну має вмістити, крім плавки масою M рідкої сталі щільністю ρ , шлакову фазу кратністю 0,07М, [31,32], що в об'ємному відношенні дає коефіцієнт $k_{sl} = 1,12$, та «болото», що для базового ЕТР визначається коефіцієнтом $\omega_h = 1,2$ [3], а для «flat bath» процесу — $\omega_h = 1,55$ [39]. Теплообмін в еркерній області при оптимізації ванни не враховується, а об'єм ванни коригується емпіричним коефіцієнтом $k_b = 0,14$.

Глибина ванни H_b (рис. 3.2б) визначається із умови еквівалентності лівої і правої частин (3.1).

$$H_b = \text{root}[[M k_{sl} \omega_h / [\rho(1 + k_b)]] - \pi H_b^3 / 16) \cdot [1/3 + 3(D_b / H_b)^2], H_b] \quad (3.2)$$

3.3 Дослідження теплових втрат випромінюванням в робочому просторі ДСП і оптимізація геометрії ванни

Розрахункова схема теплообміну, що лежить в основі математичної моделі теплообміну випромінюванням в робочому просторі ДСП [66, 181], наведена на рис. 3.3. Елементарна площадка dF_2 навколо точки А, що знаходиться на трубчастій поверхні ВЕ, приймає випромінювання від кожної елементарної площадки dF_1 ванни і електродів навколо точок В і С, відповідно. В разі ДСППС, діаметр розпаду електродів D_p дорівнює діаметру електрода d_e .



Температура випромінюючої поверхні інтенсивно перемішуваної ванни прийнята однаковою T_b . Для поверхні електродів температура $T_1 = T_e$ є функцією висоти над ванною z , і отримана при обробці даних [50], наведених на рис. 1.8:

$$T_e(z) = 3050 + 19200 \left(\frac{z}{H_e} \right)^4 - 48000 \left(\frac{z}{H_e} \right)^3 + 40400 \left(\frac{z}{H_e} \right)^2 - 13800 \left(\frac{z}{H_e} \right), K \quad (3.3)$$

Дослідження потужності втрат теплоти з водою в ВЕ стін і зводу в залежності від геометрії ванни проведено на основі рівнянь (2.4,2.5). З урахуванням кутових коефіцієнтів взаємного опромінення і емпіричної функції для температури поверхні електродів (3.3) розрахункові рівняння складових шуканого параметра мають наступний вигляд.

Від ванни на звід:

$$Q_{br} = 4H_f \sigma (T_b^4 - T_{wce}^4) \varepsilon_r \int_0^{D_b/2} \left[\int_{-D_b/2}^{D_b/2} \int_0^{\sqrt{(D_b/2)^2 - x^2}} \frac{dy dx}{[(r-x)^2 + y^2 + H_f^2]^2} \right] r dr \quad (3.4)$$

Від ванни на стіни:

$$Q_{bw} = 2D_f \sigma (T_b^4 - T_{wce}^4) \varepsilon_r \int_0^{H_f} \left[\int_{-D_b/2}^{D_b/2} \int_0^{\sqrt{(D_b/2)^2 - x^2}} \frac{z(D_f/2 - x) dy dx}{[(D_f/2 - x)^2 + y^2 + z^2]^2} \right] dz \quad (3.5)$$

Від електродів на звід:

$$Q_{er} = 2D_p \sigma \varepsilon_r k_f \int_{\frac{D_p}{2}}^{\frac{D_f}{2}} \left[\int_0^{a \cos(\frac{D_p}{D_f})} \int_0^{H_e} \frac{[T_e(z)^4 - T_{wce}^4] (H_e - z) (r \cos \varphi - \frac{D_p}{2})}{\left[(r - \frac{D_p}{2} \cos \varphi)^2 + (\frac{D_p}{2})^2 \sin^2 \varphi + (H_e - z)^2 \right]^2} dz d\varphi \right] r dr \quad (3.6)$$

Від електродів на стіни:

$$Q_{ew} = D_f D_p \sigma \varepsilon_r k_f \int_0^{H_f} \left[\int_0^{a \cos(\frac{D_p}{D_f})} \int_0^{H_e} \frac{[T_e(z)^4 - T_{wce}^4] (\frac{D_f}{2} - \frac{D_p}{2} \cos \varphi) (\frac{D_f}{2} \cos \varphi - \frac{D_p}{2})}{\left[(\frac{D_f}{2})^2 + (\frac{D_p}{2})^2 - 2 \frac{D_f}{2} \frac{D_p}{2} \cos \varphi + (z - h)^2 \right]^2} dz d\varphi \right] dh \quad (3.7)$$

Вихідні дані розрахунків. Температура ванни $T_b = 1873$ К. Температура робочої поверхні ВЕ зводу і стін при відсутності гарнісажу, згідно [3], $T_{wce} = 500$

К. Приведена ступінь чорноти ε_r систем ванна-звід, ванна-стіни, електроди-звід і електроди-стіни в розрахункових рівняннях (3.4–3.7) визначається, відповідно до [106], ступенем чорноти поверхонь, що беруть участь в теплообміні, і має вигляд: $\varepsilon_r = 1 / [(1 / \varepsilon_1) + (1 / \varepsilon_2) - 1]$. Значення $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ для поверхні ванни, електродів і ВЕ прийняті, згідно [3], рівними 0,7; 0,9 і 0,9 відповідно. Коефіцієнт заповнення умовної випромінюючої поверхні електродів $k_f = \text{if}(D_p > 3d_e, (3d_e / D_p), 1)$ в (3.6, 3.7), рівний 1 при $D_p / d_e \leq 3$, враховує випромінювання внутрішньої (по відношенню до кола розпаду) поверхні електродів (рис. 3.3).

Загальна потужність втрат теплоти з охолоджуючою водою, з урахуванням припущень математичної моделі теплообміну випромінюванням в ДСП (Розділ 2), дорівнює сумі складових (3.4–3.7).

$$Q_{wce} = Q_{br} + Q_{bw} + Q_{er} + Q_{ew} \quad (3.8)$$

При дослідженні теплообміну в колодязі при плавленні скрапу в ДСП ливарного класу, які працюють за класичною технологією, а також в УКП, передбачена можливість обліку випромінювання дуг, як циліндра діаметром D_p і висотою, що дорівнює ефективній довжині дуги H_a (рис. 3.3). При цьому H_a приймається з урахуванням екранування дуг шлаком [210] і електродинамічного заглиблення [65]. Щоб виключити з розгляду температуру дуги, як функцію процесів іонізації в розрядному проміжку, щільність потоку випромінювання дуги і системи дуг виражається через активну електричну потужність, що виділяється в дузі.

Для перевірки адекватності математичної моделі, її тестували на виконання закону збереження енергії при припущеннях: потужність інтегрального полусферичного випромінювання ванни Q_b дорівнює сумі потужностей теплового потоку, поглиненого зводом Q_{br} і стінами Q_{bw} печі; потужність інтегрального випромінювання поверхні електродів Q_e дорівнює сумі потужностей теплового потоку, поглиненого стінами Q_{ew} , ванною Q_{eb} і зводом Q_{er} .

При тестуванні моделі прийнята постійна температура поверхні електродів, що, в силу симетрії задачі, допускає $Q_{eb} = Q_{er}$ при збереженні принципу розрахунку коефіцієнтів взаємного опромінення. Вихідні параметри при тестуванні наступні: $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$; $T_b = 1873 \text{ К}$; $T_e = 1923 \text{ К}$; $\varepsilon_b = 0,7$; $\varepsilon_e = 0,90$ [3]; радіус ванни і своду $D_b / 2 = 3 \text{ м}$; висота каркаса $H_f = 3 \text{ м}$; діаметр розпаду електродів $D_p = 1,2 \text{ м}$. Перевірка (табл. 3.1) показала адекватність моделі (відхилення результатів не вище 2 %).

Таблиця 3.1

Результати тестування математичної моделі

Об'єкт, що випромінює	Інтегральна потужність випромінювання, кВт		Потужність, що поглинається, кВт	
	Розрахункова формула	Результат	Розрахункова формула	Результат
Ванна	$Q_b = \sigma T_b^4 \varepsilon_b \pi (D_b / 2)^2 \cdot 10^{-3}$	13140	(3.4)+(3.5)	13150
Електроди	$Q_e = \sigma T_e^4 \varepsilon_e \pi D_p H_f \cdot 10^{-3}$	8555	(3.6)+(3.6)+(3.7)	8456

Досліджено вплив геометрії ванни на потужність теплового випромінювання в робочому просторі і втрати теплоти з водою з використанням (3.2–3.8) [66,181]. Аналіз проведено стосовно 120-т дугової печі: з базовим ЕТР (ДСП і ДСППС) та ЕТР «flat bath» процесу (ДСП). Вихідні дані: $H_f = 3,5 \text{ м}$ для базового ЕТР і $H_f = 3 \text{ м}$ для «flat bath» процесу; $D_f = D_b + 1, \text{ м}$ (де 1 м - дві товщини верхньої частини поду). Результати розрахунків наведено на рис. 3.4. Мінімум на кривих обумовлено підсиленням впливу поверхні електродів в загальній потужності випромінювання при зменшенні D_b / H_b . Варіювання D_b / H_b обмежено робочими областями А і Б, що пов'язано з особливостями завантаження шихти: періодично баддями при базовому ЕТР, або безперервно конвеєром при «flat bath» процесі.

Для ДСП та ДСППС з базовим ЕТР і ДСП з «flat bath» процесом, при зміні D_b / H_b від базового рівня 5 до «глибокої» ванни в робочих областях А і Б, втрати теплоти з водою знижуються на 8,5; 20 і 49 %, відповідно.

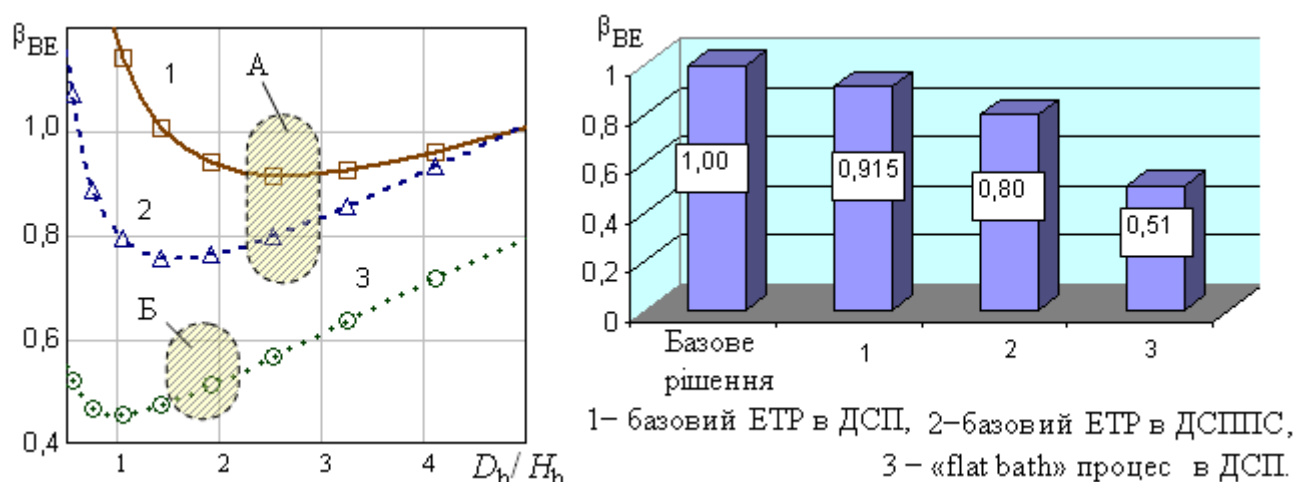


Рис. 3.4 – Відносні втрати теплоти β_{BE} в залежності від D_b/H_b в 120- т печі.

Чисельні дані щодо потужності втрат теплоти з водою і геометричні характеристики ванн наведені в табл. 3.2. Для базових ванни і ЕТР 120-т ДСП вони досить добре корелюють з даними [44] вимірювань на діючій печі (рис. 1.5б,в).

Таблиця 3.2

Потужність втрат теплоти в 120-т печі при різних ЕТР та геометрії ванни

Характеристика печі та ЕТР	Параметри ванни			Потужність втрат теплоти з водою, МВт
	D_b , м	H_b , м	D_b/H_b	
ДСП. Періодичний процес. Базовий варіант	5,50	1,10	5,0	15,18
ДСП. Періодичний процес. Глибока ванна	4,35	1,75	2,5	13,92
ДСПІС. Періодичний процес. Глибока ванна	4,35	1,75	2,5	10,33
ДСП. «Flat bath» процес. Глибока ванна	3,85	2,19	1,8	7,50

Аналіз розподілу потужності випромінювання між джерелами ванна і електроди ($\beta_e = (Q_{ew} + Q_{er})/Q_{wce}$) і аналіз втрат теплоти між приймаючими випромінювання ВЕ стін і зводу ($\beta_w = (Q_{ew} + Q_{bw})/Q_{wce}$) проведено на основі геометричних характеристик ванн (табл. 3.2) з використанням розрахункових рівнянь (3.2–3.8). Результати представлено на рис. 3.5.

При роботі печі з «глибокою» ванною, згідно рис. 3.5, крім абсолютного зменшення потужності випромінювання, відбувається перерозподіл його в робочому просторі. Зростає в 1,8–2,1 рази відносно випромінювання електродів, що сприймається переважно ВЕ стін (до 91 %), при відповідному зниженні випромінювання ванни, яке переважно сприймається зводом. Це пов'язано зі збільшенням висоти каркаса і, відповідно, випромінюючої довжини електродів, з умови розміщення шихти даної насипної щільності ρ_b при зменшенні діаметра ванни. Ситуація характерна для ДСП і, в меншій мірі, для ДСППС з базовим ЕТР.

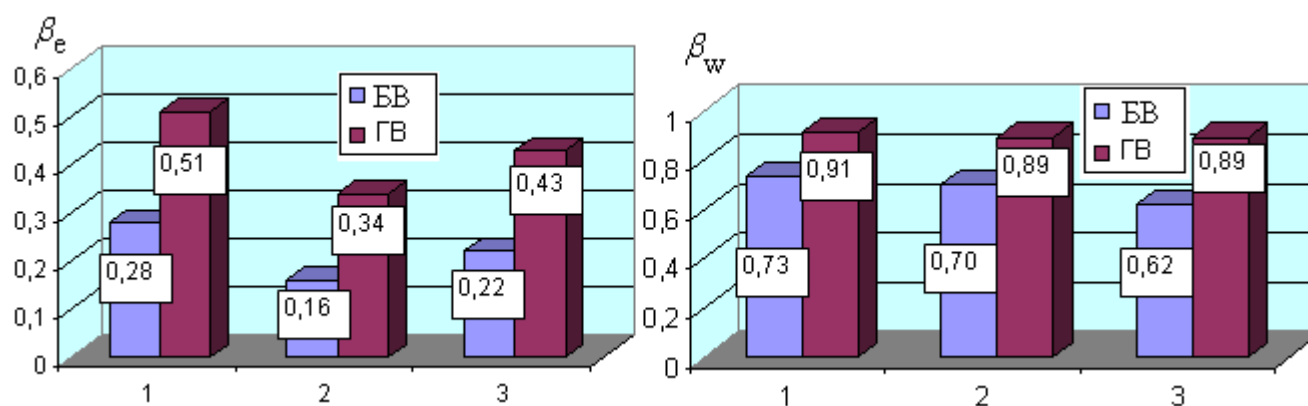


Рис. 3.5–Відносна потужність випромінювання електродів β_e і відносна потужність втрат теплоти стіновими ВЕ β_w при базовій (БВ) і «глибокій» (ГВ) ванні для варіантів ЕТР 1, 2, 3 (рис. 3.4).

3.4 Оптимізація діаметру розпаду електродів

Дослідження виконані для лінійки з трьох типорозмірів ДСП «великої» металургії місткістю 15, 120 і 250 т з базовим ЕТР. Вихідні параметри печей наведені в табл. 3.3. Загальні закономірності теплообміну при плавленні шихти в колодязях розглянуто стосовно до умов 120-т ДСП.

Потужність випромінювання дуг і електродів в колодязях визначається по (3.6, 3.7) з урахуванням (3.3). Довжина і діаметр дуги в окремому колодязі прийняті 0,45 та 0,12 м, відповідно [50]; в спільному колодязі – 0,45 м та D_p . Щільність потоку випромінювання дуги і системи дуг виражено через активну потужність P_a : $(P_a / 3) / F_a$ і P_a / F_a , відповідно (де F_a – випромінююча бокова

поверхня дуги). При розрахунку випромінювання дуги на кільцеву поверхню зводу над колодязем і на стіни колодязя, верхньою межею внутрішніх інтегралів в (3.6, 3.7) є довжина дуги, а екранування дуги торцем електрода враховується нижньою межею зовнішнього інтеграла $d_e / 2$.

Таблиця 3.3

Вихідні параметри ДСП при оптимізації D_p

Місткість М, т. Компанія–розробник печі, країна	D_f , м	H_f , м	D_p , м	D_b , м	H_b , м	d_e , м	P_a , кВт
М=12. ПАТ «НКМЗ», Україна	3,7	1,5	0,65	2,7	0,5	0,35	$12 \cdot 10^3$
М=120. «Danieli», Італія	6,5	3,5	1,22	5,5	1,1	0,61	$80 \cdot 10^3$
М=250. «Siemens–VAI», ФРН, Австрія	8,5	4,5	1,45	7,5	1,3	0,71	$180 \cdot 10^3$

Результати розрахунків наведені на рис. 3.6а,б у вигляді діаграм, що характеризують співвідношення корисної, засвоєної шихтою потужності випромінювання дуги і електрода Q_{a1}, Q_{e1} (рис. 2.3) в окремих колодязях або системи дуг і електродів Q_{a1}^*, Q_{e1}^* в спільному колодязі, і потужності втрат теплоти з водою в зводі, вираженою для окремого і спільного колодязів як Q_{a2}, Q_{e2} і Q_{a2}^*, Q_{e2}^* , відповідно.



Рис. 3.6—Енергетична діаграма окремого (а) і спільного (б) колодязів. Зміна геометричних співвідношень при варіюванні D_p / d_e (в). Позначення – в тексті.

Чисельні дослідження показали, що коефіцієнт енергоефективності дуги в окремому колодязі $\eta_{aw} = 0,92-0,94$, а в спільному колодязі знижується до $\eta_{aw}^* = 0,68-0,70$. Це є результатом випереджального збільшення при злитті колодязів сприймаючої випромінення кільцевої поверхні зводу F_2^* / F_2 (рис. 3.6в), і втрат теплоти, відносно поверхні стін F_1^* / F_1 і, відповідно, сприймання енергії шихтою.

Виходячи з оцінок коефіцієнта енергоефективності дуги в колодязі, розглянемо вплив D_p на відносну тривалість плавлення скрапу при закритому горінні дуг в колодязях, з урахуванням еволюції останніх, з метою оптимізації D_p / D_f за критерієм мінімальних питомих енерговитрат на плавку. При варіюванні D_p , результати порівнюємо з базовою величиною $D_p \square 0,2D_f$.

Тривалість формування колодязя τ_{w0} визначається з енергетичного балансу плавлення скрапу масою $m_w = \pi(d_{w0}^2 / 4)\rho_b H_f$, кг при розрахунковому $\eta_{aw} = 0,94$. Прийнято допущення, що через швидкоплинність процесу і високу порозність та, відповідно, низьку теплопровідність шихти, енергія дугового розряду локалізована в області колодязя. При оцінці τ_{w0} враховані втрати теплоти з ПГС, що в період плавлення формується переважно притоком повітря в кількості $Q_{air} = 175 \text{ нм}^3/\text{т}$ (табл. 1.2). При русі через робочий простір в систему аспірації ПГС нагрівається до середньої температури $t_{air} = 900^\circ\text{C}$ від вихідної $t_0 = 20^\circ\text{C}$.

$$\tau_{w0} = [(m_w k_y (C_s \Delta t_{s0} + q_m)) + Q_{air} \rho_{air} C_{air} (t_{air} - t_0)] / [(P_a k_{bm} / 3) \eta_{aw}], \text{ с} \quad (3.9),$$

де Δt_{s0} – різниця між температурою плавлення скрапу (1520°C) і температурою вихідної шихти (20°C); C_s – середня теплоємність скрапу ($0,62 \text{ кДж}/(\text{кг}\cdot\text{K})$) [211]; q_m – теплота плавлення скрапу ($270 \text{ кДж}/\text{кг}$) [211]; k_y – витратний коефіцієнт скрапу ($1,092$ при $\rho_b = 0,8 \text{ т}/\text{м}^3$, за заводськими даними); k_{bm} – коефіцієнт зниження

електричної потужності на початку плавлення (0,85) [3]; C_{air} – середня теплоємність повітря (1,1 кДж/(кг·К)) [211]; ρ_{air} – щільність повітря (1,29 кг/м³).

Для 120-т ДСП при $d_e=0,61$ м, $H_f=3,5$ м, рішенням (3.9) отримано $\tau_{w0}=139$ секунд, що збігається з відомими оцінками [46,47,51].

Із (3.9) визначено коефіцієнт збільшення енерговитрат на нагрів припливного повітря, що вживається в подальших розрахунках, $k_{\text{air}} = 1,16$.

На основі (2.7) здійснено розрахунок тривалості етапів періоду плавлення шихти з характерним розміром фрагментів b при еволюції колодязів. Вихідні параметри, включаючи межі інтегрування в (2.7) і коефіцієнти енергоефективності дугового нагріву, наведені в табл. 3.4.

Таблиця 3.4

Параметри розрахунку тривалості плавлення. Позначення – на рис. 2.3 і в тексті

Складові періоду плавлення	Межі інтегрування в (2.7), м		Коефіцієнт енергоефективності дуги	Потужність дуги
	Нижня А	Верхня В		
τ_{w1} – час розширення окремого колодязя до корпусу печі, с	$d_w / 2$	$[(D_f - D_p) / 2] - b$	$(\eta_{aw} + \eta_{aw}^*) / 2$	$P_a / 3$, кВт
τ_{w11} – час розширення окремих колодязів до злиття, с	$d_w / 2$	$(D_p / 2) \sin 60^\circ - b / 4$	$(\eta_{aw} + \eta_{aw}^*) / 2$	$P_a / 3$, кВт
τ_{w2} – час розширення спільного колодязя до корпусу печі, с	$\frac{D_p + d_w}{2}$	$(D_f / 2) - b$	η_{aw}^*	P_a , кВт

Прийнято наступні допущення.

1. Поточний перепад температури в шарі шихти $\Delta t_s(r)$ лінійно залежить від радіальної координати r : в початковий момент $\Delta t_s(d_f / 2) = \Delta t_{s0} - W_{ew} / (m_w C_s)$, К, що є наслідком підвищення середньої температури завалки масою $m_b = \pi(D_f^2 / 4) \rho_b H_f k_y$, кг в результаті введення електроенергії в кількості $W_{ew} = P_a k_{bm} \tau_{w0} \eta_{aw} / (3600 k_{air})$, кВтг за час формування колодязів, з урахуванням

коефіцієнта енергоефективності дуги. На кінцевому етапі плавлення шихти $\Delta t_s(D_f) \rightarrow 0$. Залежність $\Delta t_s(r)$ в результаті має вигляд:

$$\Delta t_s(r) = [(D_f / 2) - r] \cdot [\Delta t_{s0} - W_{ew} / (m_w C_s k_{air})] / [(D_f - d_w) / 2], \text{ К} \quad (3.10)$$

2. Теплоємність скрапу, будучи функцією температури, є і функцією радіальної координати $C_s(r)$. На основі даних про $\Delta t_s(r)$, температуру плавлення скрапу та C_s в досліджуваному інтервалі температур [211], для $C_s(r)$ отримана наступна залежність: $C_s(r) = 0,1213 \ln(r) + 0,61$, кДж/(кгК).

3. Розширення колодязів здійснюється до досягнення залишкової товщини шару шихти, яка дорівнює половині характерного розміру шредерного скрапу $b = 0,5$ м, після чого відбувається обвалення стін колодязів і їх злиття. При виході колодязя на відстань b до периметра корпусу печі, функція колодязя, як енергоефективного інструменту плавлення шихти, завершується: при високій порозности потужність, що випромінюється, практично повністю втрачається в ВЕ.

Загальна тривалість закритого горіння дуг під час плавлення скрапу в колодязях τ_w включає суму складових з табл. 3.4, в т.ч. розраховану вище τ_{w0} , причому з величин τ_{w1} і τ_{w11} приймається мінімальне значення:

$$\tau_w = \tau_{w0} + \min(\tau_{w1}, \tau_{w11}) + \tau_{w2}, \text{ с} \quad (3.11)$$

Час плавлення завантаженої шихти τ_m розраховується з енергетичного балансу з урахуванням стоків теплоти, включаючи приплив повітря в піч і шлакоутворення, методом послідовних наближень. Оціночна величина коефіцієнта енергоефективності дуг в початковому наближенні $\bar{\eta}_{a1} = [(\eta_{aw} + \eta_{aw}^* + \eta_{ao}) / 3]$ прийнята, як середнє значення складових.

$$\tau_m = [m_b k_y k_{air} (C_s \Delta t_s + q_m) + k_{slm} m (C_{sl} \Delta t_{sl} + q_{msl})] / (P_a \bar{\eta}_a), \text{ с} \quad (3.12),$$

де C_{sl} , q_{msl} – середня в інтервалі $\Delta t_{sl} \square \Delta t_s$ теплоємність (1,22 кДж/(кг·К)) і середня теплота плавлення (209 кДж/кг) шлакоутворюючих, відповідно [211]; k_{slm} – кратність шлаку в період плавлення (0,07М) [32,199].

Оцінці коефіцієнта енергоефективності відкритої дуги η_{ao} при технологічних операціях з рідкою ванною передував аналіз використання активної електричної потужності P_a на нагрівання розплаву. Були враховані основні стоки енергії в ДСП (табл. 1.4): з водою Q_{wce} , розраховані по (3.4–3.8), і з пилогазовим середовищем Q_{gde} . Величина Q_{gde} визначається, як ентальпія пилогазового потоку, що виходить з печі у кількості 200 нм³/т (табл. 1.2) при допущенні формування ПГС з продуктів окислення вуглецю ванни і припливу повітря в піч в співвідношенні 1:1 [3]. Температура ПГС прийнята як середнє значення формуючих складових $(1600 + 20)/2 = 810$ °С. Оцінка тривалості періоду нагріву, згідно з промисловими даними для печей «великої» металургії [3], прийнята 15 хв.

$$\eta_{ao} = [P_a - (Q_{wce} + Q_{gde})] / P_a \quad (3.13)$$

Для 120-т ДСП отримано $Q_{wce}=15180$ кВт, $Q_{gde}=21440$ кВт, що при підстановці в (3.13) дає оцінку $\eta_{ao} = 0,489$.

В подальших ітераціях в (3.12) при розрахунках τ_m вжито середньозважене значення коефіцієнта енергоефективності дуги:

$$\bar{\eta}_a = \eta_{aw} \cdot \frac{\tau_{w0}}{\tau_m} + \frac{\eta_{aw} + \eta_{aw}^*}{2} \cdot \frac{\min(\tau_{w1}, \tau_{w11})}{\tau_m} + \eta_{aw}^* \cdot \frac{\tau_{w2}}{\tau_m} + \frac{\eta_{aw}^* + \eta_{ao}}{2} \cdot \frac{\tau_m - \tau_w}{\tau_m} \quad (3.14)$$

до отримання сталого результату обчислення τ_m (на третій ітерації).

Тривалість відкритого горіння дуг τ_{ao} після обвалення стін колодязя визначається як різниця між часом плавлення τ_m всієї завалки масою m_b , кг, та величиною τ_w , тобто $\tau_{ao} = \tau_m - \tau_w$, с.

Результати розрахунку відносного часу закритого τ_w / τ_m та відкритого τ_{ao} / τ_m горіння дуг, а також операцій в окремих τ_{w1} / τ_m та спільному τ_{w2} / τ_m колодязях для 120-т ДСП, при варіюванні D_p / D_f , виконаного по (2.7, 3.9–3.12) з урахуванням даних табл. 3.3, показані на рис. 3.7а. Проаналізуємо їх.

З ростом D_p / D_f збільшується відносна тривалість роботи дуг в окремих колодязях τ_{w1} / τ_m , досягаючи максимуму при $D_p = 0,46D_f$, який становить 27 % часу плавлення. Відносний час закритого горіння дуг в колодязі τ_w / τ_m при цьому зростає з 42 до 52 %. При переході до оптимального D_p , відносна тривалість роботи в спільному колодязі τ_{w2} / τ_m , як менш енергоефективний режим, знижується з 36 до 20 % часу плавлення, а відносна частка найбільш енерговитратного режиму відкритого горіння дуг τ_{ao} / τ_m зменшується з 59 до 48 %.

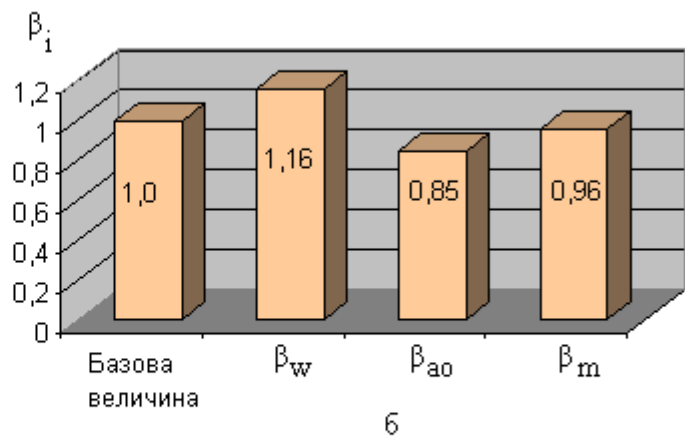
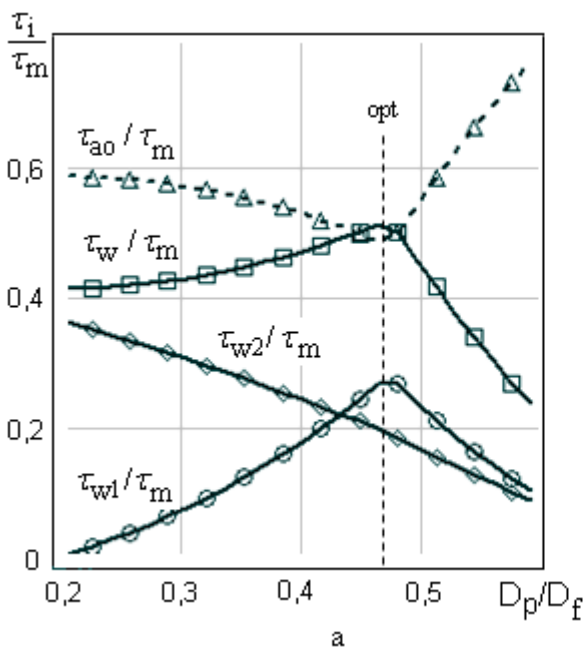


Рис. 3.7– Залежність відносної тривалості режимів горіння дуг від D_p / D_f (а). Індеси енергоефективності періоду плавлення (б). Позначення – в тексті.

На рис. 3.7б представлені інтегральні показники, що характеризують енергоефективність періоду плавлення при оптимальному $D_p = D_{popt}$ відносно

базового $D_p = D_{pb}$. Так, індекс тривалості закритого горіння дуг, що виражається: $\beta_w = \tau_w(D_{\text{порт}}) / \tau_w(D_{pb})$, зростає на 16 %, а індекс тривалості відкритого горіння дуг β_{ao} та індекс тривалості періоду плавлення β_m , що визначаються аналогічно, знижуються на 15 % і 4 %, відповідно.

Зміщення оптимального значення $D_{\text{порт}} = 0,46D_f$ в сторону зменшення від геометричного рішення, згідно з яким $D_{\text{порт}} = 0,54D_f$ (Розділ 2), пов'язано з прийнятим допущенням про залишкову товщину стін колодязя, що не екранує випромінювання дуг на ВЕ, і зміною коефіцієнта енергоефективності дуги при еволюції колодязя.

Дослідження впливу D_p на режим плавлення і питому витрату електроенергії в найбільш енергоємний період плавлення проведено для лінійки промислових 15, 120 і 250-т ДСП (табл. 3.3) на підставі (3.11, 3.12) з урахуванням (3.13, 3.14). Абсолютне і відносне скорочення витрат електроенергії при варіюванні D_p становить $\Delta W_{em} = (P_a / m)(\tau_m(D_{pb}) - \tau_m(D_p))$ та $\beta_{el} = 100\Delta W_{em} / [(P_a / m)\tau_m(D_p)]$, %, відповідно. Результати представлені на рис. 3.8.

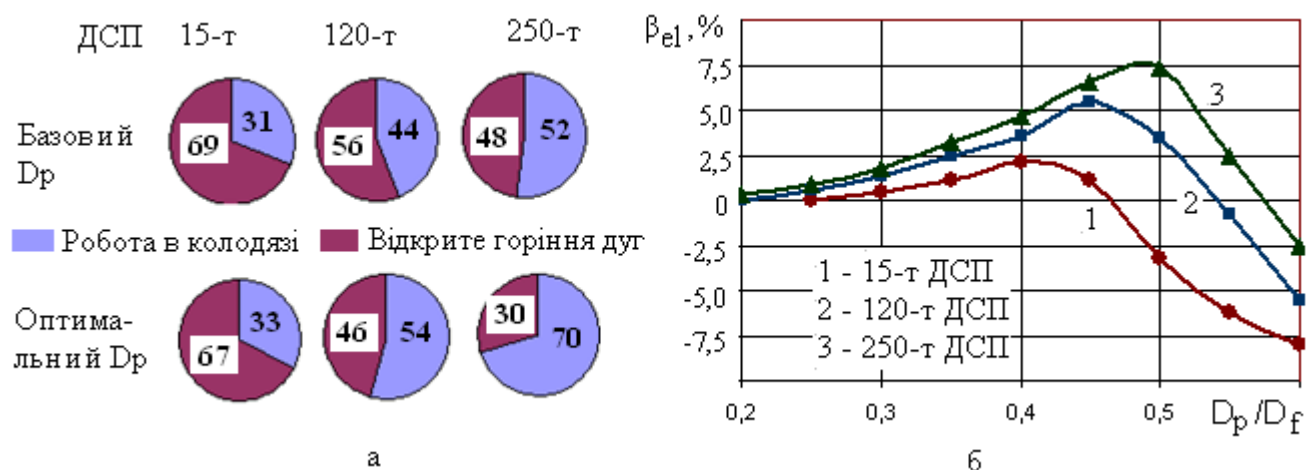


Рис. 3.8— Режими плавлення шихти (а) і відносна економія електроенергії β_{el} в залежності від D_p / D_f (б) стосовно ДСП різної місткості.

Згідно з розрахунками, оптимальний D_p , з ростом місткості печі, збільшується з $0,42D_f$ ($M = 15\text{т}$) до $0,49D_f$ ($M = 250\text{т}$). Енергоефективність ДСП, обумовлена співвідношенням τ_w і τ_{ao} (рис. 3.8а), при оптимізації D_p підвищується з ростом місткості печі. Наслідком зміни режиму плавлення є економія електроенергії (рис. 3.8б), що складає в великих печах (120–250 т) 5–7,5 %, а в печах малої місткості (12–15 т) становить 2–2,5 % від середньої питомої витрати (табл. 1.4).

3.5 Вплив геометрії ванни на процеси тепломасообміну в дуговій печі

Поряд з енергетичною оцінкою ефективності модернізації геометрії робочого простору ДСП, представляє інтерес її теплотехнологічна характеристика. Проведено дослідження впливу «глибокої» ванни на процеси тепломасообміну в розплаві: гомогенізації і нагріву, плавлення скрапу, дефосфорації та зневуглецевлення [193,200,212].

3.5.1. Циркуляція і гомогенізація ванни

За допомогою математичної моделі (Розділ 2) проведено дослідження характеристик циркуляції металу в ванні 120-т ДСП при варіюванні її геометрії. Умови: геометрія ванни відповідає даним табл. 3.2; продувку аргоном ведуть через пористу пробку діаметром 0,15 м в центрі поду з витратою від 2 до 100 м³ / год; температура ванни $T_b = 1873$ К. Результати розрахунків інтенсивності циркуляції по (2.13, 2.14), наведені на рис. 3.9.

Згідно з розрахунками, інтенсивність циркуляції при робочих витратах газу $Q_0 = 10\text{--}30$ м³/год в розглянутих варіантах «глибокої» ванни в 2,2–3,5 разів вище, ніж при базовій ванні. Цей ріст обумовлено збільшенням обсягу двофазної області та маси сталі в ній, при інших рівних умовах. Перевага глибини ванни зростає з підвищенням інтенсивності дуття.

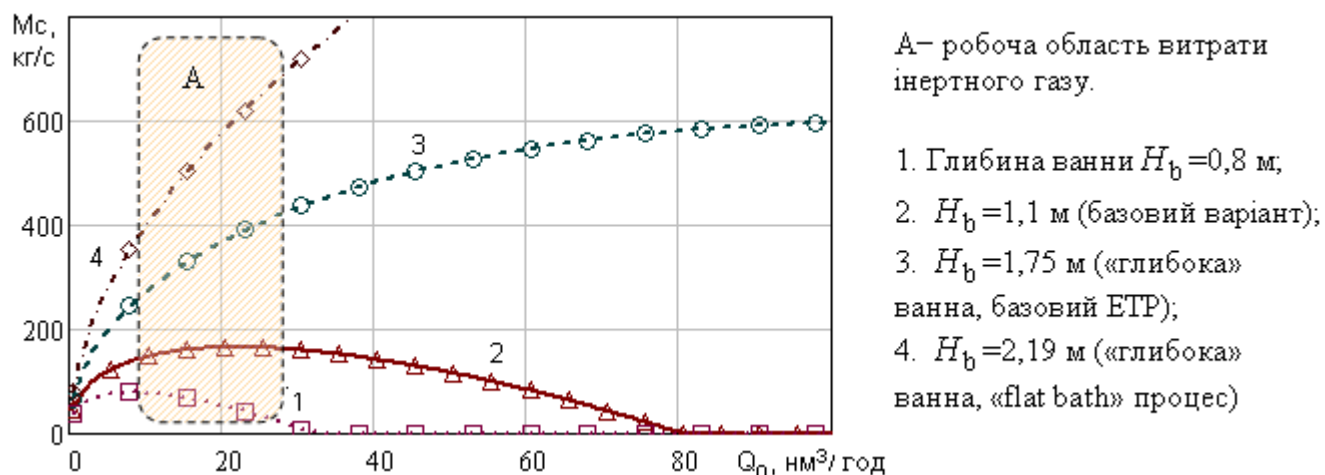


Рис. 3.9–Інтенсивність циркуляції металу M_c у ванні 120-т ДСП в залежності від витрати інертного газу Q_0 .

Наявність екстремуму в залежності M_c від витрати газу пов'язана з відомим виробникам ефектом «пробою» ванни. При певному Q_0 (криві 1,2) подальше його підвищення веде до зміни бульбашкового режиму струменевим, і до зниження інтенсивності циркуляції сталі внаслідок зростання газовмісту двохфазної області. Зі збільшенням глибини ванни спостерігається зростання і зміщення максимуму в бік більш високих значень (криві 2–4), тобто повніша реалізація енергії ізотермічного розширення бульбашок газу шляхом її переходу в роботу сил в'язкого тертя, які обумовлюють перемішування та гомогенізацію розплаву.

3.5.2 Динаміка нагріву рідкої ванни електричними дугами

Чисельне моделювання динаміки дугового нагріву сталеплавильної ванни при пневматичному перемішуванні проведено в пакеті прикладних програм «ANSYS CFX» [213]. Здійснено рішення нестационарної сполученої задачі гідродинаміки і теплопровідності [212], що описується рівняннями (2.22–2.26).

Розглянуто два варіанти циліндро-сферичної ванни 120-т ДСП, що працює періодичним процесом: базова з $D_b / H_b = 5$ і «глибока» з $D_b / H_b = 2,5$. Параметри і допущення чисельної моделі: електроди діаметром 0,6 м встановлено з розпадом 1,25 м; еркерна область не враховується; шлаку на поверхні ванни немає; три

донні пористі пробки діаметром 0,15 м встановлені між електродами на окружності діаметра розпаду електродів. Дуги створюють у ванні лунки глибиною, $3I$, мм (де I – струм дуги, кА) силою електродинамічного тиску, спрямованою в бік периферії під кутом 25 градусів до вертикалі [65]. Напівсферична поверхня лунок є джерелом теплоти при нагріванні ванни.

Граничні умови: вихідна температура ванни 1475°C ; температура поверхні лунки 2900°C ; на вільній поверхні – випромінювання; на бічній поверхні – умови «прилипання» і тепловий потік конвекції 6 кВт/м^2 . На поверхні лунок – дотичні напружки, відповідні силі струму 60 кА, і умови «не прилипання»; на поверхні пористих пробок – загальна витрата аргону $0,4 \text{ кг/хв.}$, рівномірно розподілений на три донних продувних вузла (по $4,5 \text{ нм}^3/\text{год}$). В домені «ванна» задані теплофізичні характеристики сталі, як функції температури.

Результатами моделювання є поля швидкостей, температур і об'ємної фракції газу (газовміст) в обсязі ванни, наведені на рис. 3.10–3.14.

Згідно з розрахунками (рис. 3.10), швидкість металу в області, обмеженій діаметром розпаду електродів, становить $0,40\text{--}0,75 \text{ м/с}$, а на периферії ванни - не перевищує $0,10\text{--}0,25 \text{ м/с}$. Зміна по висоті ванни газовмісту φ , швидкості металу в двохфазній області u_m та середньої швидкості циркуляції в ванні u_{av} при витраті газу $4,5 \text{ нм}^3/\text{год}$ (рис. 3.11а), розрахована за даними D. Mazumdar і R. Guthrie (2.10–2.12) [77], узгоджується з результатами чисельного моделювання (рис. 3.10, 3.11б).

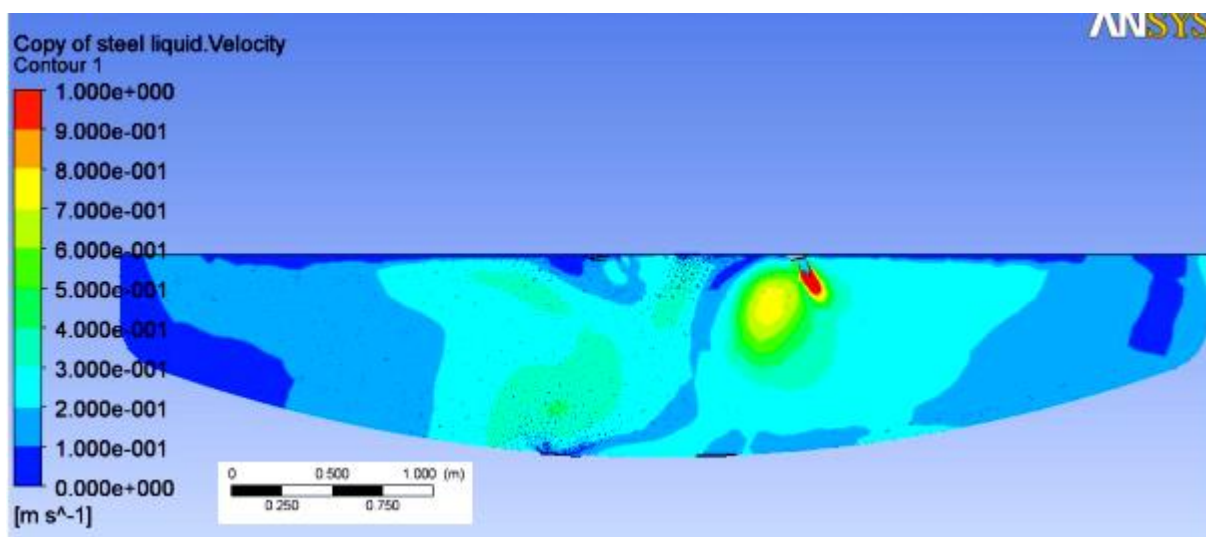


Рис. 3.10–Поле швидкостей в ванні 120-т ДСП

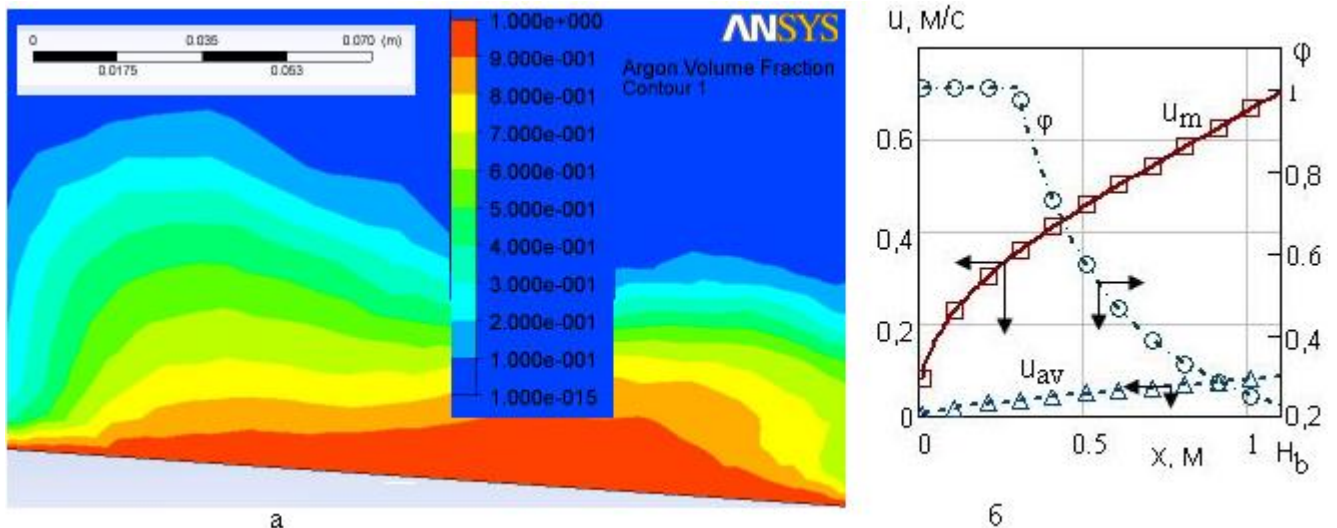


Рис. 3.11–Поле газовсмісту двохфазної області в чисельній моделі (а). Розрахунки параметрів циркуляції ванни по емпіричним формулам [77] (б). Позначення – в тексті.

Поле температур (рис. 3.12) є результатом перенесення теплоти конвективними потоками, що виникають у ванні при пневматичному перемішуванні, тиском стовпа дуги, вільною конвекцією, теплопровідністю. Підвищений рівень температури в двохфазній області над пористими пробками і під електродними лунками, а також лінії струму (рис. 3.13) характеризують певні нестационарні співвідношення вищевказаних механізмів теплопередачі в період нагріву.

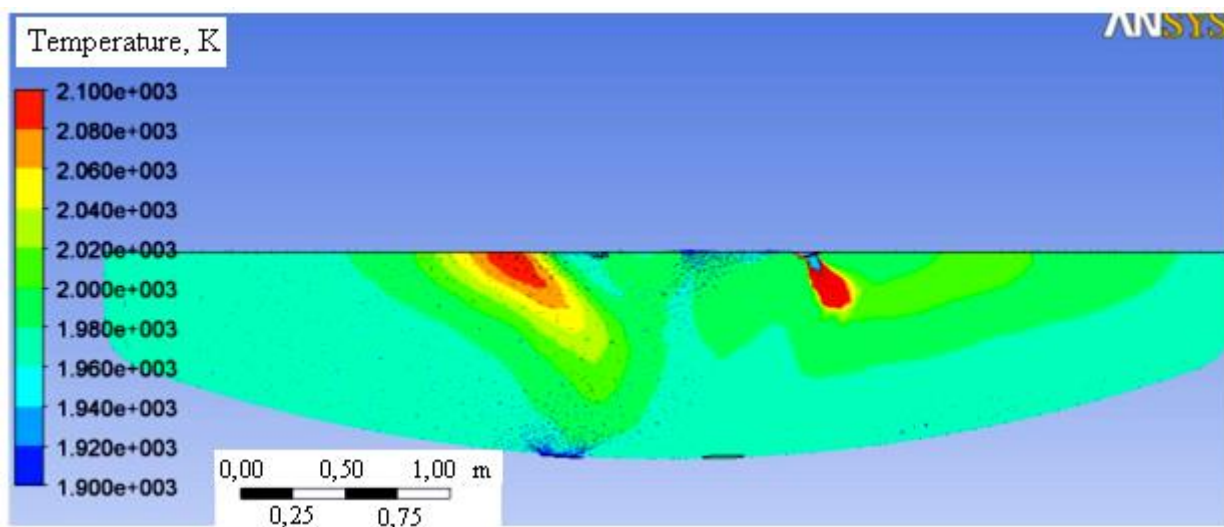


Рис. 3.12–Поле температур в ванні 120-т ДСП.

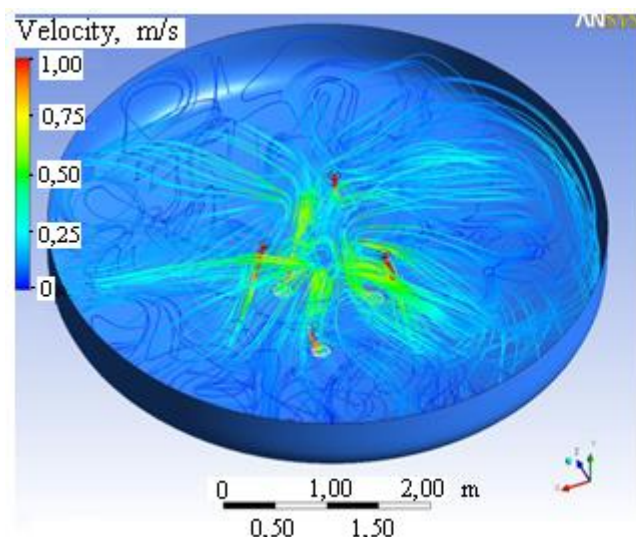


Рис. 3.13—Линії струму в рідкій ванні.

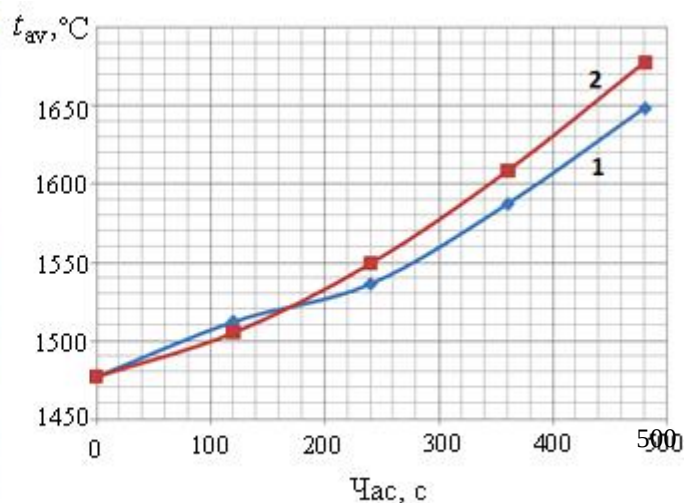


Рис. 3.14—Залежність середньої температури металу t_{av} від часу нагріву для базової (1) та «глибокої» (2) ванн.

Поведінка кривих нагрівання (рис. 3.14) пояснюється впливом на ванну як зверху, шляхом вільної конвекції від гарячих плям дуг, так і знизу через вимушену конвекцію при барботажі і циркуляції металу. Дія першого фактору виражається в більш повільному нагріванні «глибокої» ванни від дуг, другий фактор, що характеризується потужністю пневматичного перемішування, зі збільшенням глибини ванни отримує переважний розвиток і, очевидно, з плином часу стає визначальним.

Отримані результати свідчать про можливість скорочення часу нагріву рідкої ванни від $1500\text{ }^\circ\text{C}$ до температури випуску сталі $1650\text{ }^\circ\text{C}$ на 12–16 % за рахунок збільшення її глибини від 1,1 до 1,75 м при зміні D_b / H_b від 5,0 до 2,5.

З огляду на спільність механізмів гомогенізації і нагрівання ванни, зіставлено дані чисельного моделювання з результатами емпіричних досліджень К. Nakanishi та ін. [76], узагальнених виразом (1.9) Прискорення часу усереднення в «глибокій» ванні, за умов постійної маси металу та прийнятої витрати газу, становить 15 %, що добре узгоджується з результатами, отриманими за допомогою чисельної моделі.

3.5.3 Динаміка плавлення скрапу в рідкій ванні

Процес плавлення скрапу в рідкій ванні є критичним параметром, що визначає продуктивність печі при «flat bath» процесі. Розглянемо його основні етапи з позицій впливу глибини ванни. Рішення сполученої задачі включає два етапи: 1) оцінка коефіцієнта конвективного теплопереносу α_{con} із критеріального рівняння (2.16), як функції геометрії ванни і режимних параметрів перемішування; 2) визначення інтенсивності плавлення фрагментів скрапу в умовах даного α_{con} із (2.19), з урахуванням теплофізичних характеристик.

Геометричні параметри базової і «глибокої» ванн ДСП місткістю 15, 120 і 250 т, з урахуванням лімітуючого процес безперервного завантаження фрагментованого скрапу в печь зазору між електродом і корпусом, наведені в табл. 3.5.

Таблиця 3.5

Геометричні параметри ванни печей при «flat bath» процесі

Місткість печі, т	Ванна	Діаметр, м	Высота, м	D_b / H_b	Зазор електрод-корпус при «глибокій» ванні, м
15	Базова	2,7	0,55	5,0	
	«Глибока»	2,3	0,75	3,14	0,68
120	Базова	5,5	1,1	5,0	
	«Глибока»	3,85	2,19	1,8	1,05
250	Базова	7,5	1,45	5,5	
	«Глибока»	4,5	3,25	1,4	1,16

Для сталеплавильної ванни (рис. 3.15) дієвою величиною α_{con} є середньозважений параметр [193], складові якого: α_{con1} відображає більш інтенсивний рух металу в двофазній області та її активних плямах, а α_{con2} – менш інтенсивний рух в решті ванни. Характерні швидкості металу в цих областях ванни, згідно D. Mazumdar і R. Guthrie, описуються емпіричними залежностями

(2.10) і (2.11) відповідно. При розрахунках α_{con1} в якості характерного розміру прийнято середній по висоті ванни радіус двухфазної області $r_0 + (H_b / 2) \text{tg}(\gamma)$, а при розрахунку α_{con2} - глибина ванни H_b .

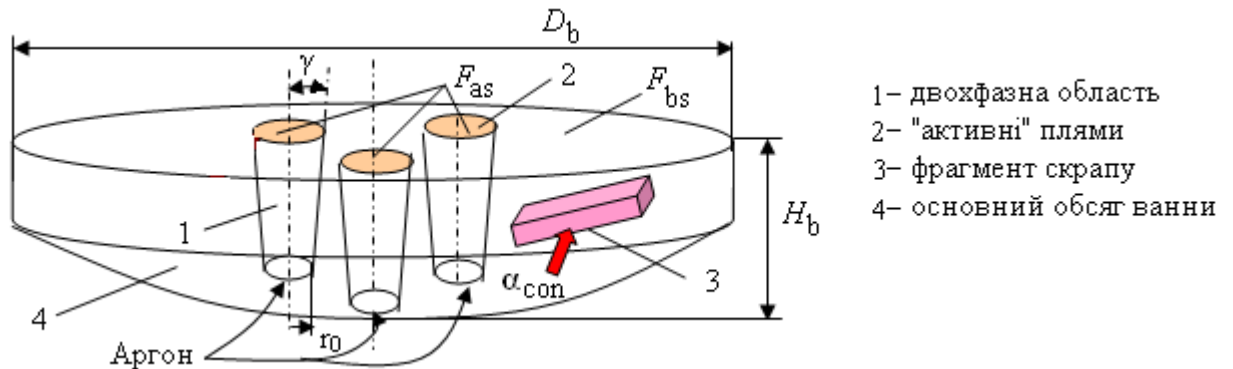


Рис. 3.15 Розрахункова схема сталеплавильної ванни для визначення коефіцієнту конвективного теплопереносу. Позначення - в тексті.

Виражені з (2.16) складові α_{con} , Вт/(м²К) мають вигляд:

$$\alpha_{\text{con1}} = 0,017 \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,33} \lambda / [r_0 + (H_b / 2) \text{tg}(\gamma)] \quad (3.15),$$

$$\alpha_{\text{con2}} = 0,017 \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,33} \lambda / H_b \quad (3.16),$$

де Re, Pr - числа Рейнольдса і Прандтля; λ - коефіцієнт теплопровідності рідкої сталі, Вт/(мК); γ - кут розкриття двухфазної області, град.

Середньозважена величина α_{con} визначається, виходячи зі співвідношення поверхні ванни $F_{\text{bs}} = \pi(D_b^2 / 4)$, м² і загальної площі активних плям $F_{\text{as}} = 3\pi[(r_0 + H_b \text{tg}(\gamma))^2]$, м² (рис. 3.15):

$$\alpha_{\text{con}} = \alpha_{\text{con1}}(F_{\text{as}} / F_{\text{bs}}) + \alpha_{\text{con2}}[(F_{\text{bs}} - F_{\text{as}}) / F_{\text{bs}}], \text{ Вт/(м}^2\text{К)} \quad (3.17)$$

Величину складових α_{con} в залежності від D_b / H_b показано рис. 3.16а. Слід відзначити хорошу кореляцію α_{con1} з даними лабораторних досліджень J.Li, N. Provatas кінетики плавлення зразків скрапу в перемішуваній сталевій ванні [82].

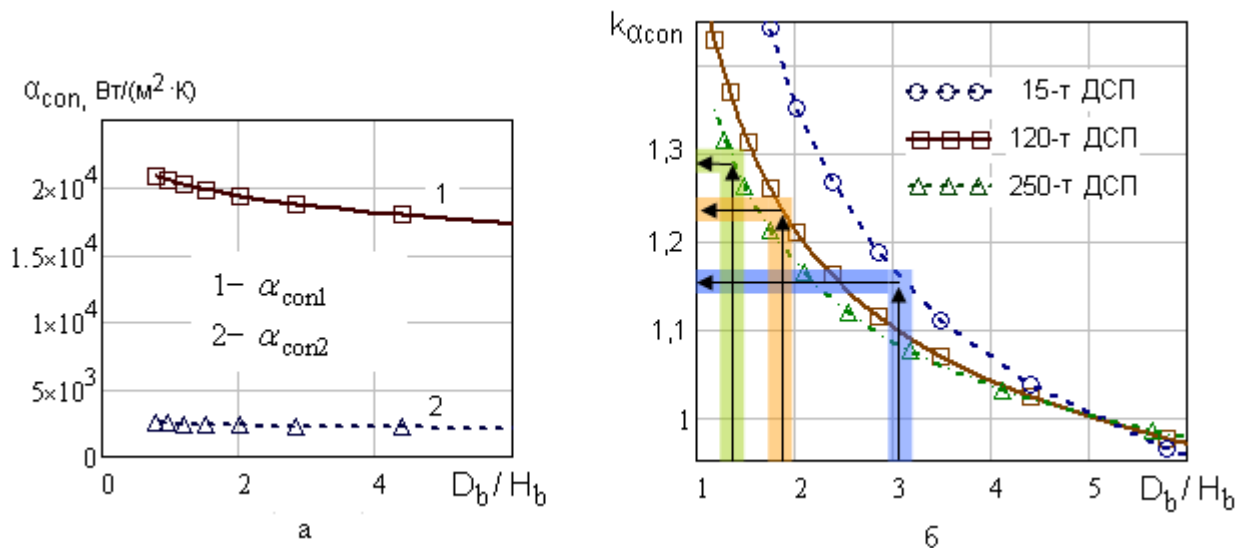


Рис. 3.16– Залежність складових коефіцієнта конвективного теплопереносу α_{con} (а) і його відносного індексу $k_{\alpha_{con}}$ (б) від геометрії ванни при витраті аргону $5 \text{ нм}^3/\text{год}$.

Відносний показник $k_{\alpha_{con}} = \alpha_{cond} / \alpha_{conb}$, що характеризує співвідношення параметра в «глибокій» α_{cond} і базовій α_{conb} ваннах, наведений на рис. 3.16б, свідчить, що з урахуванням обмежень для D_b / H_b (табл. 3.5), можливості підвищення α_{con} шляхом заглиблення ванни більш ефективно реалізуються в крупних печах: від 1,15 рази в 15-т до до 1,29 рази в 250-т печі при характерній витраті аргону.

Відносний індекс інтенсивності плавлення скрапу k_{v_m} визначається аналогічно $k_{\alpha_{con}}$, як співвідношення зворотних величин тривалості плавлення, розрахованих за формулою Семикіна-Старка (2.19), при «глибокій» та базовій ваннах. За умов використання шредерного скрапу насипної щільності $\rho_b = 0,75\text{--}0,8 \text{ т/м}^3$ з відношенням маса/поверхня $\chi = 800 \text{ кг/м}^2$, попередньо нагрітого до $300 \text{ }^\circ\text{C}$ (характерно для процесу «Consteel» [39]), що подається на конвеєрі в ванну з температурою $T_m = 1630 \text{ }^\circ\text{C}$, та обмежень щодо D_b / H_b (табл. 3.5), отримана залежність k_{v_m} від D_b / H_b , що представлена на рис. 3.17а. Розрахунок показує можливість збільшення швидкості плавлення, а, отже, продуктивності «flat bath» процесу в «глибокій» ванні відносно базової ванни від 13 % в 15-т до 22 % в 120-т

і до 25 % в 250-т ДСП. Зі збільшенням витрати інертного газу Q_0 можливості «глибокої» ванни щодо інтенсифікації процесів тепломасообміну, зростають (рис. 3.17б), особливо у великотонажних печах.

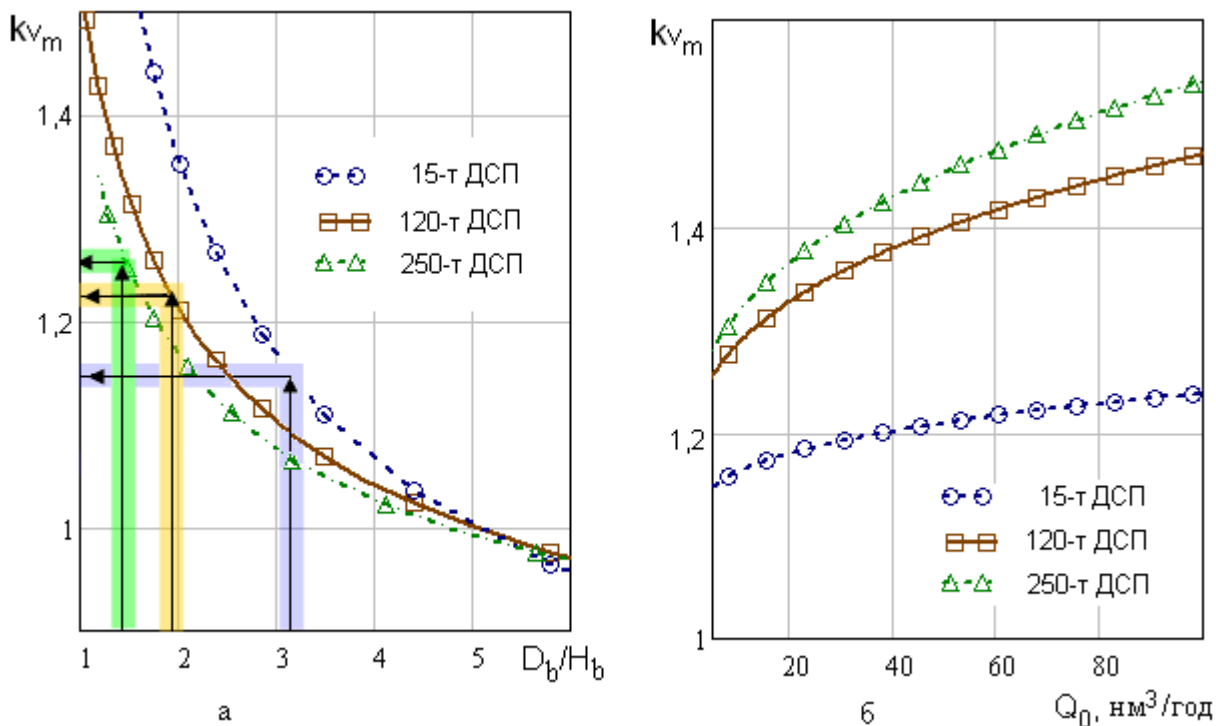


Рис. 3.17—Залежність відносного індексу швидкості плавлення скрапу в ванні k_{vm} від D_b / H_b при $Q_0 = 5 \text{ nm}^3/\text{год}$ (а) та від витрати аргону Q_0 (б).

3.5.4 Кінетика дефосфорації сталі

Геометричні параметри ванни ДСП не впливають на термодинаміку дефосфорації сталі, але мають неоднозначний вплив на кінетику процесу: підвищення інтенсивності циркуляції при збільшенні глибини ванни сприяє, а зниження площі поверхні шлаку перешкоджає досягненню регламентованих технологією результатів. Важливим є дати оцінку факторів, що визначають, відповідно до закону Фіка (2.20), кінетику видалення фосфору при варіюванні глибини ванни. Розглядаємо процес в ДСП з базовим ЕТР.

Методика рішення, подібно до розглянутої вище проблеми швидкості плавлення скрапу в ванні, передбачає визначення коефіцієнта конвективного

масопереносу в ванні з критеріального рівняння (2.17) і, на його основі, оцінку тривалості видалення фосфору з металу в шлак в рамках технологічного регламенту.

У розглянутій задачі дієвою величиною β_{con} (рис. 3.18) є середньозважений параметр, складові якого відображають більш інтенсивний масообмін в області активних плям β_{con1} , і менш інтенсивний - на міжфазній поверхні решти ванни β_{con2} . Бульбашки виносять в шлак корольки металу [3,190] у вигляді поверхневих плівок, де відбувається дефосфорація сталі за загальною схемою: $[P] \rightarrow (P)$. Характерні швидкості руху металу в розглянутих областях описуються емпіричними залежностями (2.10) і (2.11), відповідно. При розрахунку β_{con1} в якості характерного розміру і швидкості середовища прийнято радіус активної плями $r_{as} = r_0 + (H_b)tg(\gamma)$, м та при розрахунку β_{con2} - глибина ванни H_b . Виражені з (2.17) складові β_{con} , м/с мають вигляд:

$$\beta_{con1} = 0,079 Re^{0,7} Sc^{0,356} D_{[P]} / r_{as} \quad (3.18),$$

$$\beta_{con2} = 0,079 Re^{0,7} Sc^{0,356} D_{[P]} / H_b \quad (3.19),$$

де $Sc = \nu / D_{[P]}$ - число Шмідта, $D_{[P]}$ - коефіцієнт дифузії фосфору в рідкій сталі, m^2/s .

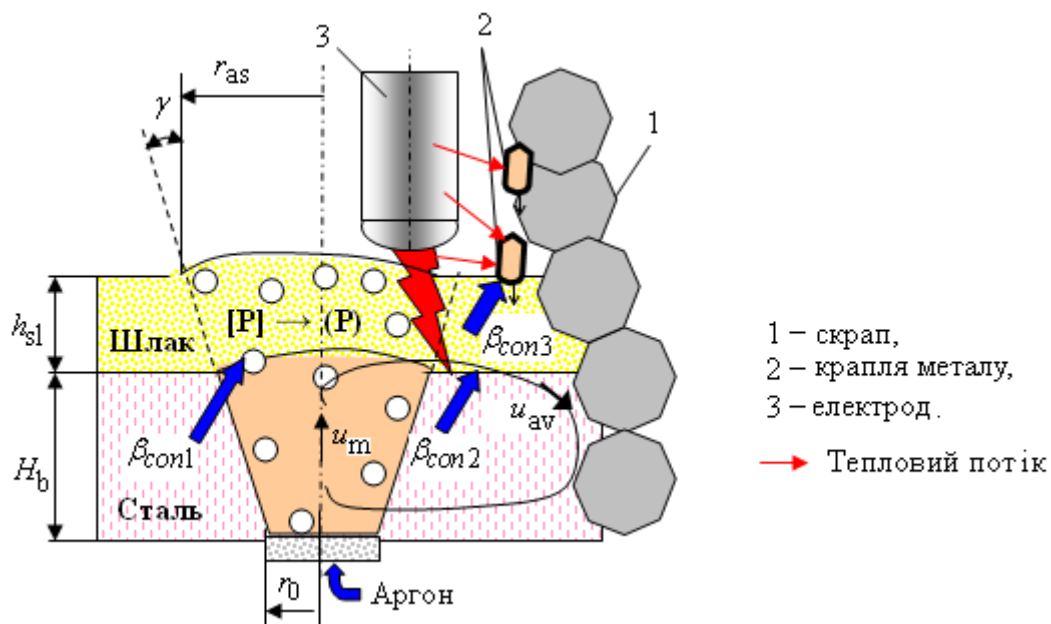


Рис. 3.18–Схема процесу дефосфорації сталі в ДСП. Позначения – в тексті.

У розрахунку потоку фосфору із циркулюючого металу в шлак J_P , кг/с по (2.20) площею міжфазної поверхні метал-шлак в шлаку активної плями є загальна поверхня бульбашок аргону середнім діаметром d_b , м, що дорівнює $F_{as} = F_b[\pi(r_0 + H_b \operatorname{tg}(\gamma))^2 h_{sl} \phi / V_b]$, м²; для решти ванни площа міжфазної поверхні складає $F_{bp} = F_{bs} - F_{as}$, м² ((3.18) і рис. 3.15), де F_b, V_b – поверхня, м² і об'єм, м³ бульбашки, відповідно; h_{sl} – висота шару шлаку, м, що визначається його кратністю 0,07М в період плавлення, щільністю та глибиною ванни.

Середньозважений коефіцієнт конвективного масопереносу через міжфазну поверхню метал-шлак має вигляд: $\beta_{con} = \beta_{con1}(F_{as} / F_{msl}) + \beta_{con2}(F_{bp} / F_{msl})$, м/с де $F_{msl} = F_{as} + F_{bp}$, м². На підставі (2.20), для потоку фосфору J_P , з урахуванням виразів для β_{con} та F_{msl} , здійснена оцінка тривалості процесу дефосфорації τ_{deP} в рамках технологічного регламенту, при варіюванні D_b / H_b , Q_0, d_b .

$$\tau_{deP} = ([P]_s - [P]_m)M/(\rho J_P) , \text{с} \quad (3.20),$$

де $[P]_s, [P]_m$ – концентрація фосфору в скрапі та рідкої сталі (за технологічним регламентом), відповідно, кг/м³. ρ – щільність рідкої сталі, кг/м³.

Рішенням (3.20) отримано відносний індекс $\alpha_{\tau_{deP}} = \tau_{deP} / \tau_{dePb}$, що відображає вплив D_b / H_b на динаміку дефосфорації в порівнянні з базовою ванною (τ_{dePb}). Умови розрахунків: $[P]_s = 2,1$ кг/м³ (0,03 %), $[P]_m = 1,05$ кг/м³ (0,015 %); середній діаметр бульбашок $d_b = 1-2$ см прийнятий при масовому барботажі ванни, з урахуванням їх дріблення при $d_b \geq 5-6$ см, за даними В. Охотського [214,215]; при визначенні J_P прийнято коефіцієнт дифузії фосфору в сталеплавильній ванні $D_{[P]} = 5,6 \cdot 10^{-9}$ м²/с [216]; середній міжфазовий градієнт вмісту фосфору $\Delta C_{[P]} = ([P]_s + [P]_m)/2$, з огляду на постійне оновлення шлаку періоду плавлення, що дозволяє вважати вміст фосфору в шлаку рівним нулю. Результати розрахунків для лінійки типорозмірів ДСП, представлені на рис. 3.19.

Наведені дані показують, що тривалість дефосфорації в «глибокій» ванні на 3–7 % нижче значень для базової ванни в крупних (120 – 250-т) ДСП і на 20–25 % – в печах малої місткості (рис. 3.19а). Підвищення Q_0 збільшує можливості процесу в «глибокій» ванні. При промислових витратах аргону (10–30 м³/год), $\alpha_{\tau_{\text{dep}}}$ в ДСП з «глибокою» ванною знаходиться на прийнятному рівні (рис. 3.19б).

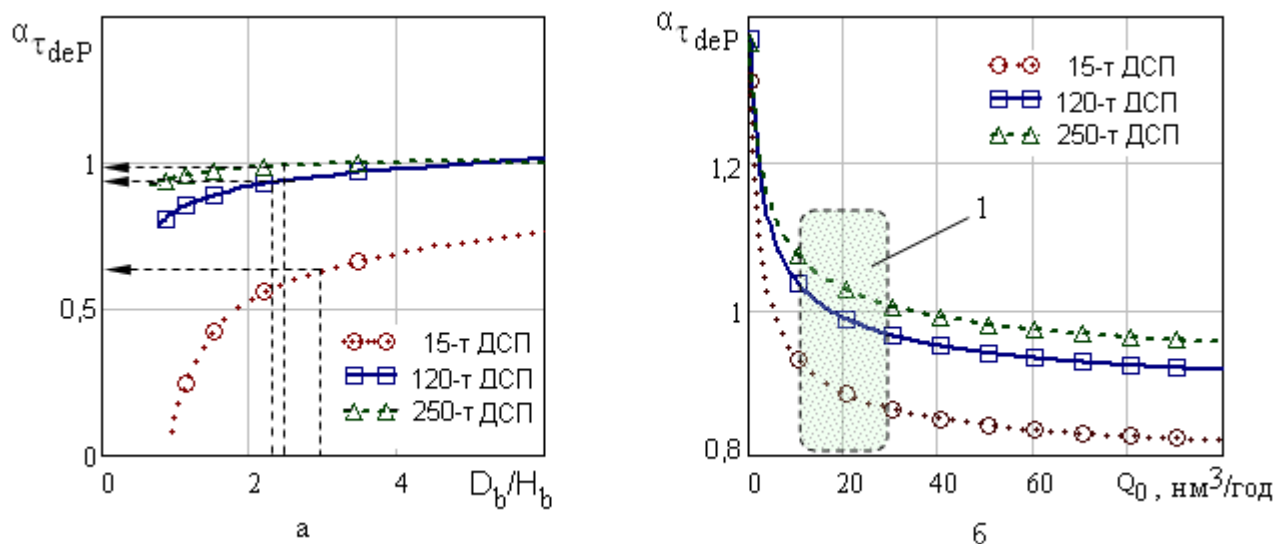


Рис. 3.19—Індекс відносної тривалості дефосфорації металу $\alpha_{\tau_{\text{dep}}}$ в залежності від D_b/H_b (а) і витрати інертного газу Q_0 (б). Стрілками показані результати розрахунків при робочих значеннях D_b/H_b та витраті газу (область 1)

Додатковим, не дослідженим раніше фактором [200], є процес дефосфорації при проходженні крапель розплавленого металу через шар шлаку, товщиною h_{sl} (рис. 3.18). В «глибокій» ванні, при незмінній кратності і оновлюємості шлаку, h_{sl} вище, ніж у базовій ванні. Відносна кількість скрапу, що плавиться в колодязях, в першому наближенні, відповідає частці крапельного плавлення χ_{drop} в загальному процесі плавлення вихідної шихти. Виходячи з даних рис. 3.8, величину χ_{drop} для 15, 120 і 250-т ДСП можна прийняти 0,31; 0,44 і 0,52 відповідно. Розглянемо можливості крапельної дефосфорації.

Відривний діаметр сферичної краплі сталі в шлаку, згідно [217], при характерному куті змочування для системи сталь-шлак, визначається емпіричним виразом: $d_{\text{drop}} = 1,4 \sqrt{\sigma_m / [g(\rho - \rho_{\text{sl}})]}$, м, де σ_m – коефіцієнт поверхневого натягу

рідкої сталі при температурі плавлення (1,7Н/м); ρ_{sl} – щільність рідкого шлаку (3500 кг/м³). Стала швидкість краплі в шарі шлаку визначається за Ньютоном-Ріттенгером: $u_{drop} = \sqrt{2gd_{drop}(\rho - \rho_{sl}) / \rho_{sl}}$, м/с. Вважаючи, що початкова швидкість краплі при зіткненні зі шлаком близька до нуля, її середню швидкість в шарі шлаку можна оцінити як $\bar{u}_{drop} = u_{drop} / 2$, м/с.

Масоперенос до сферичної краплі, що вільно рухається в шлаку, згідно [218], описується критеріальним рівнянням:

$$Sh = 0,6 Re^{0,5} Sc^{0,33} \quad (3.21)$$

Для оцінки частки крапельної дефосфорації в загальному процесі по (2.19), проведено розрахунок потоку фосфору з крапель сталі в шлак $J_{Pdrop} = \beta_{con3} F_{\Sigma drop} \Delta C_{[P]}$, кг/с при їх вільному русі. У ньому коефіцієнт конвективного масопереносу фосфору β_{con3} , м/с виражено з (3.21) у вигляді: $\beta_{con3} = [0,6(\bar{u}_{drop} d_{drop} / \nu_{sl})^{0,5} (\nu_{sl} / D_{[P]})^{0,33}] D_{[P]} / d_{drop}$, де ν_{sl} – кінематична в'язкість шлаку, прийнята $8 \cdot 10^{-6}$ м²/с, за даними [219]. Загальна поверхня крапель у ванні дорівнює: $F_{\Sigma drop} = [M \chi_{drop} F_{drop} h_{sl} / \bar{u}_{drop}] / [\rho V_{drop} M / \theta_m]$, де F_{drop}, V_{drop} – поверхня, м² і об'єм, м³ краплі діаметром d_{drop} , м відповідно; $\theta_m = M/1800$ – характерна для сучасних печей продуктивність, т/с при тривалості плавки 30 хв. Середній міжфазний градієнт концентрацій фосфору $\Delta C_{[P]}$ описано вище.

Внесок видалення фосфору при крапельному перенесенні металу в шлаку представляється у вигляді: $\gamma_{drop} = [J_{Pdrop} / (J_P + [J_{Pdrop}])] \cdot 100, \%$. Результати розрахунків для лінійки типорозмірів ДСП наведені в табл. 3.6. В «глибокій» ванні зростання товщини шлаку, при збереженні динаміки його поновлення та інших рівних умов, сприятливо позначається на дефосфорації крапель скрапу, що плавиться, в умовах базового ЕТР. Незважаючи на відносно невелику роль крапельної дефосфорації, даний фактор підвищує можливості «глибокої» ванни для забезпечення дефосфорації, особливо в ДСП великої місткості.

Таблиця 3.6

Внесок краплинного переносу металу в шлаку в процес дефосфорації

Ступінь розвитку дефосфорації сталі при краплинному переносі в шлаку в загальному процесі γ_{drop} , %	Місткість ДСП, тон.		
	15	120	250
Базова ванна	1,0	2,6	4,9
«Глибока» ванна	1,3	3,8	6,6

3.5.5 Кінетика зневуглецевлення розплаву

Для обґрунтування оптимізації D_b / H_b важливим представляється дати оцінку можливості інтенсифікації регламентованого технологією процесу зневуглецювання сталі при збільшенні глибини ванни.

Реакція



пов'язана з виділенням газової фази, в гомогенному розплаві є ускладненою, тому вона протікає в ванні переважно на вільних поверхнях, зокрема газових бульбашках. [3,31,32]. Бульбашки в ванні ДСП за хімічним складом представлені переважно CO, що утворюється при окисненні розчиненого та інжектowanego вуглецю завдяки роботі НКФ, і аргоном, що використовується при пневматичному перемішуванні. Константа реакції (3.22) має наступну температурну залежність [32]:

$$k_{\text{co}} = p_{\text{co}} / [C]_s [O]_s = 10^{(1860/T_m) + 1,61} \quad (3.23),$$

де p_{co} – парціальний тиск CO в бульбашці (1 атм); $[C]_s, [O]_s$ – поверхневі концентрації вуглецю та кисню на границі бульбашка-розплав, %; T_m – температура металу, К.

Кінетика процесів масообміну в системі: залізовуглецевий розплав – спливаюча бульбашка описується диференціальним рівнянням (2.21).

Розглянемо спливання в розплаві одиночної газової бульбашки початкового радіуса r_{b0} в полі сили тяжіння (рис. 3.20а).

Вважаємо, що об'ємна концентрація вуглецю і кисню в розплаві відповідає термодинамічній рівновазі і дорівнює, відповідно $[C], [O]$, %. На поверхні бульбашки протікає реакція (3.22) до встановлення рівноваги (3.23) з газовою фазою в бульбашці. При розрахунку (3.23) поверхневі концентрації $[C]_s, [O]_s$ слід виразити через їх об'ємні концентрації, які можна практично визначити.

Згідно з (3.22), при утворенні CO спостерігається дифузійна стехіометрія, що надає виразу закону Фіка для одновимірної задачі наступний вигляд.

$$j_{[C]} = \beta_{[C]}([C] - [C]_s)f_c = j_{[O]} = \beta_{[O]}([O] - [O]_s)f_o = j, \text{ кмоль}/(\text{м}^2\text{с}) \quad (3.24),$$

де $f_c = 5,83$; $f_o = 4,38$ – коефіцієнти перерахунку концентрацій $[C], [O]$ з % в кмоль/м³.

Величини коефіцієнтів масопереносу кисню і вуглецю $\beta_{[O]}, \beta_{[C]}$, м/с в системі залізовуглецевий розплав-спливаюча бульбашка визначаються наступними емпіричними виразами [201].

$$\beta_{[C]} = a\sqrt{D_{[C]} \cdot u_b / r_b}, \quad \beta_{[O]} = a\sqrt{D_{[O]} \cdot u_b / r_b}, \quad (3.25),$$

де u_b – швидкість спливання бульбашки в ванні, м/с; $D_{[O]}, D_{[C]}$ – коефіцієнти молекулярної дифузії кисню та вуглецю в сталі, м²/с; r_b – радіус бульбашки, м; a – емпіричний коефіцієнт, рівний 0,88 для бульбашки сферичної форми [201].

Виразимо одну поверхневу концентрацію з (3.23) через іншу:

$$[O]_s = p_{co} / ([C]_s k_{co}), \% \quad (3.26)$$

Визначимо поверхневу концентрацію кисню з (3.26), з урахуванням (3.24):

$$[O]_s = [O] - (j / \beta_{[O]}) = p_{co} / ([C]_s k_{co}), \% \quad (3.27)$$

Перетворимо (3.26) і знайдемо поверхневу концентрацію вуглецю.

$$[C]_s = p_{co} / [k_{co} \cdot ([O] - j / \beta_{[O]})], \% \quad (3.28)$$

Підставивши (3.28) в (3.27), отримаємо.

$$j = \beta_{[C]}([C]f_c - p_{co} / [k_{co}([O]f_o - j / \beta_{[O]})]) = \beta_{[O]}[C]f_c - \beta_{[C]}p_{co} / [k_{co}([O]f_o - j / \beta_{[O]})], \frac{\text{кмоль}}{\text{м}^2\text{с}}$$

Перетворимо дане рівняння, звівши його до квадратного, і знайдемо його корені.

$$j_{1,2} = 0,5[(\beta_{[O]}[O]f_o + \beta_{[C]}[C]f_c) \pm \left[(\beta_{[O]}[O]f_o + \beta_{[C]}[C]f_c)^2 - 4\beta_{[O]}\beta_{[C]}([C][O]f_c f_o - \frac{p_{co}}{k_{co}}) \right]^{0,5}], \frac{\text{кмоль}}{\text{м}^2\text{с}} \quad (3.29)$$

Величина $[C][O] - p_{co} / k_{co}$ в (3.29) є рушійною силою реакції (3.22). При $[C][O] > p_{co} / k_{co}$ дифузійний потік спрямовано із розплаву в бульбашку, при $[C][O] < p_{co} / k_{co}$ – із бульбашки в розплав. При виборі кореня (3.29) керуємося міркуванням, що у відсутності рушійної сили реакції (3.22), тобто при $[C][O] = p_{co} / k_{co}$, потік реагентів наближається до нуля. Тому, актуальне рішення рівняння (3.29) має знак (–).

Диференціальне рівняння (2.21) для одиночної бульбашки аргону і СО, з урахуванням виразів для вхідних параметрів, вирішували чисельно для умов періоду нагріву в 120-т ДСП з базовим ЕТР: $[C] = 0,22\%$, $[O] = 0,01\%$; температура ванни і газу в бульбашці 1873 К; коефіцієнти дифузії $D_{[C]} = 7,9 \cdot 10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}$, $D_{[O]} = 7,5 \cdot 10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}$ [220]. Глибину ванни і початковий радіус бульбашки варіювали від 1 до 2 м і від 10 до 40 мм, відповідно. В процесі рішення, по координаті x (рис. 3.20а) корегувалися параметри, які є функцією положення бульбашки по висоті ванни: радіус бульбашки $r_b = [(N_0 + N)R_g T_m / [p_{at} + (H_b - x) / H_g] \cdot 1,33\pi]^{0,33}$, м; тиск $p = p_{at} + [(H_b - x) / H_g]$, атм; швидкість спливання $u_b = 1,02\sqrt{gr_b}$, м/с [184]; коефіцієнти масопереносу $\beta_{[O]}, \beta_{[C]}$, м/с (через u_b, r_b), де N, N_0 – кількість газу в бульбашці на виході з ванни і в вихідній бульбашці, відповідно, кмоль. Залежності

відносного прогресу реакції знеуглецювання на бульбашках CO і аргону $\alpha_{\text{deC}} = (N / N_0) / (N / N_0)^*$ в «глибокій» (N/N_0) при $H_b = 1,75\text{ м}$, та базовій $(N/N_0)^*$ при $H_b = 1,1\text{ м}$ ваннах від вихідного розміру газової бульбашки наведені на рис. 3.20б.

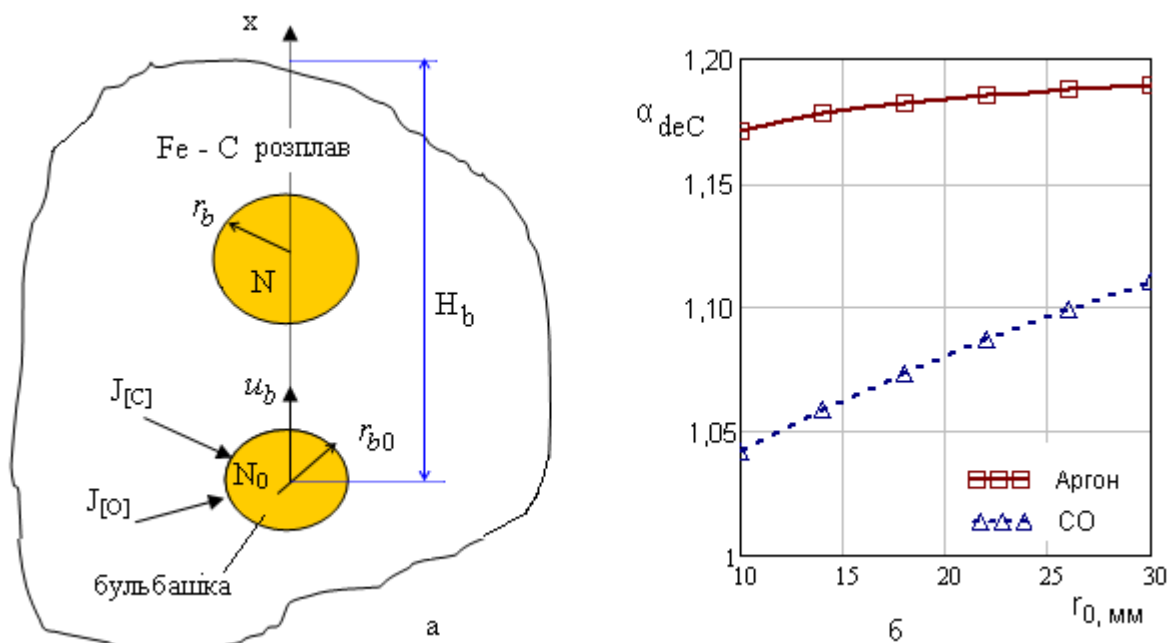


Рис. 3.20—Механізм реакції знеуглецевлення на спливаючих газових бульбашках (а). Залежність прогресу реакції α_{deC} при переході від базової ванни до глибокої від початкового радіуса бульбашки r_{b0} (б). Позначення – в тексті.

Аналізуючи результати, видно, що при характерних для сталеплавильної ванни середніх розмірах бульбашок 10–20 мм, підвищення глибини ванни 120-т ДСП з 1,1 до 1,75 м дозволяє розраховувати на зростання швидкості знеуглецювання на 5–18 % за рахунок інтенсифікації масопереносу реагентів в системі розплав-спливаюча бульбашка.

Закономірним видається більш високий результат знеуглецевлення на бульбашках аргону, в порівнянні з бульбашками CO, при $[C]$, $[O]$ у ванні, близьких до рівноважних.

Слід зазначити, що результати, отримані для одиночної бульбашки, при масовому барботажі будуть нижче, але загальна тенденція інтенсифікації масопереносу в «глибокій» ванні, очевидно, збережеться.

3.6 Спільний вплив геометричних параметрів ванни і розпаду електродів на показники енергоефективності ДСП.

У період нагріву складова енергоефективності печі, пов'язана з втратами теплоти в ВЕ, залежить від співвідношення потужності випромінювання поверхонь ванни і електродів, згідно з (3.2–3.8). Оцінка тривалості періоду нагріву τ_h проведена, виходячи з умов енергозабезпечення нагріву рідкого металу масою $M\omega_h$ (згідно з (3.2)) від температури плавлення шихти $t_m = 1520$ °С до кінцевої температури випуску $t_t = 1650$ °С і розплаву шлаку періоду нагріву кратністю $k_{slh} = 0,045M$ від початкової температури до $t_t = 1650$ °С, з урахуванням теплоти плавлення шлакоутворюючих і коефіцієнта енергоефективності відкритих дуг η_{ao} .

$$\tau_h = M\omega_h [C_m(t_t - t_m) + k_{slh}[C_{sl}(t_t - t_0) + q_{msl}]] / (P_a k_h \eta_{ao}), \text{ с} \quad (3.30),$$

де C_m – теплоємність рідкої сталі (0,75 кДж/(кг·К)) [211], k_h – коефіцієнт зниження електричної потужності в період нагріву (0,75) [3], ω_h – коефіцієнт, який враховує об'єм болота.

Слід зазначити, що вираз (3.13) та пов'язаний з ним (3.30) не враховують внесок енергії екзотермічних реакцій, що завищує τ_h і, тим самим, негативну складову впливу оптимізації D_p на енергоефективність ДСП в період нагріву.

Аналіз (3.13) для розглянутої лінійки типорозмірів печей (табл. 3.3) призводить до наступної залежності енергоефективності дуги η_{ao} від місткості M , т:

$$\eta_{ao} = 0,0006M + 0,434 \quad (3.31)$$

Зміна питомої витрати електроенергії в період нагріву внаслідок варіювання геометрії ванни визначається таким рівнянням: $\Delta W_{eh} = (P_a k_h / M\omega_h)(\tau_h^* - \tau_h)$, кВтг/т, в якому при розрахунку по (3.30) тривалості періоду τ_h в «глибокій» ванні

враховуються фактори впливу геометрії ванни, розглянуті в п. 3.5. У ДСП, що працює з базовим ЕТР, процеси нагрівання, усереднення, і знеуглецевлення ванни відбуваються практично синхронно, а дефосфорація здійснюється в період плавлення і, як правило, не лімітує технологічний процес [3, 31,32,199]. Тому, мінімальний ефект «глибокої» ванни полягає в обґрунтованому вище підвищенні швидкості нагріву на 12 % (підрозділ 3.5.1). При середніх для високо-продуктивних печах значеннях: $\tau_h = 15$ хв. [3], питомої витрати енергії 610 кВтг/т (табл. 1.4) та відносної енергоемності періоду 17,5 % (табл. 1.2), підвищення швидкості нагріву рідкої ванни на 12 %, відповідає скороченню періоду нагріву і плавки в цілому на 1,8 хв., а питомої витрати електроенергії - на $\Delta W_{db} = 13$ кВтг/т.

Загальна зміна питомої витрати електроенергії за плавку $\Delta W = \Delta W_{em} + \Delta W_{eh} + \Delta W_{db}$, кВтг/т, а також за періодами плавки, при оптимальних геометрії ванни і розпаді електродів щодо базових значень для лінійки типорозмірів печей, представлена на рис. 3.21. Розглянуто варіанти: «глибока» ванна і базовий D_p (а); «глибока» ванна і оптимальний D_p (б); базова ванна і оптимальний D_p (в).

Аналіз даних рис. 3.21 виявив ряд теплотехнологічних особливостей впливу геометричних параметрів ванни і розпаду електродів на показники енергоефективності в порівнянні з базовим варіантом:

- великотонажні ДСП (120–250 т) по енергоспоживанню в більшій мірі сприйнятливі до варіювання діаметра розпаду електродів, а печі малої місткості (15–20 т) - до геометрії ванни;
- найбільший ефект у великих ДСП, що досягає 38–50 кВтг/т та росте зі збільшенням місткості печі, дає оптимізація D_p , і реалізується він переважно в період плавлення. Ефект «глибокої» ванни при базовому D_p нижче і становить 18–20 кВтг/т.
- в ДСП малої місткості оптимізація D_p і «глибока» ванна дають зниження енерговитрат до 20 кВтг/т тільки при роздільному застосуванні, і проявляється воно, відповідно, в період плавлення і в період нагріву. Спільний ефект розглянутих рішень в малих ДСП не перевищує 12 кВтг/т і, очевидно, взаємно

нівелюється при характерному для цього класу печей загальному підвищеному рівні питомих втрат енергії [3,31,32];

– використання більш щільної шихти з $\rho_b = 1 \text{ т/м}^3$ і вище (розрахунки виконані за умов $\rho_b = 0,8 \text{ т/м}^3$) істотно підвищує енергоефективність запропонованих рішень геометрії робочого простору, особливо «глибокої» ванни, за рахунок зменшення висоти каркаса і пов'язаних з цим втрат теплоти випромінювання електродів з водою.

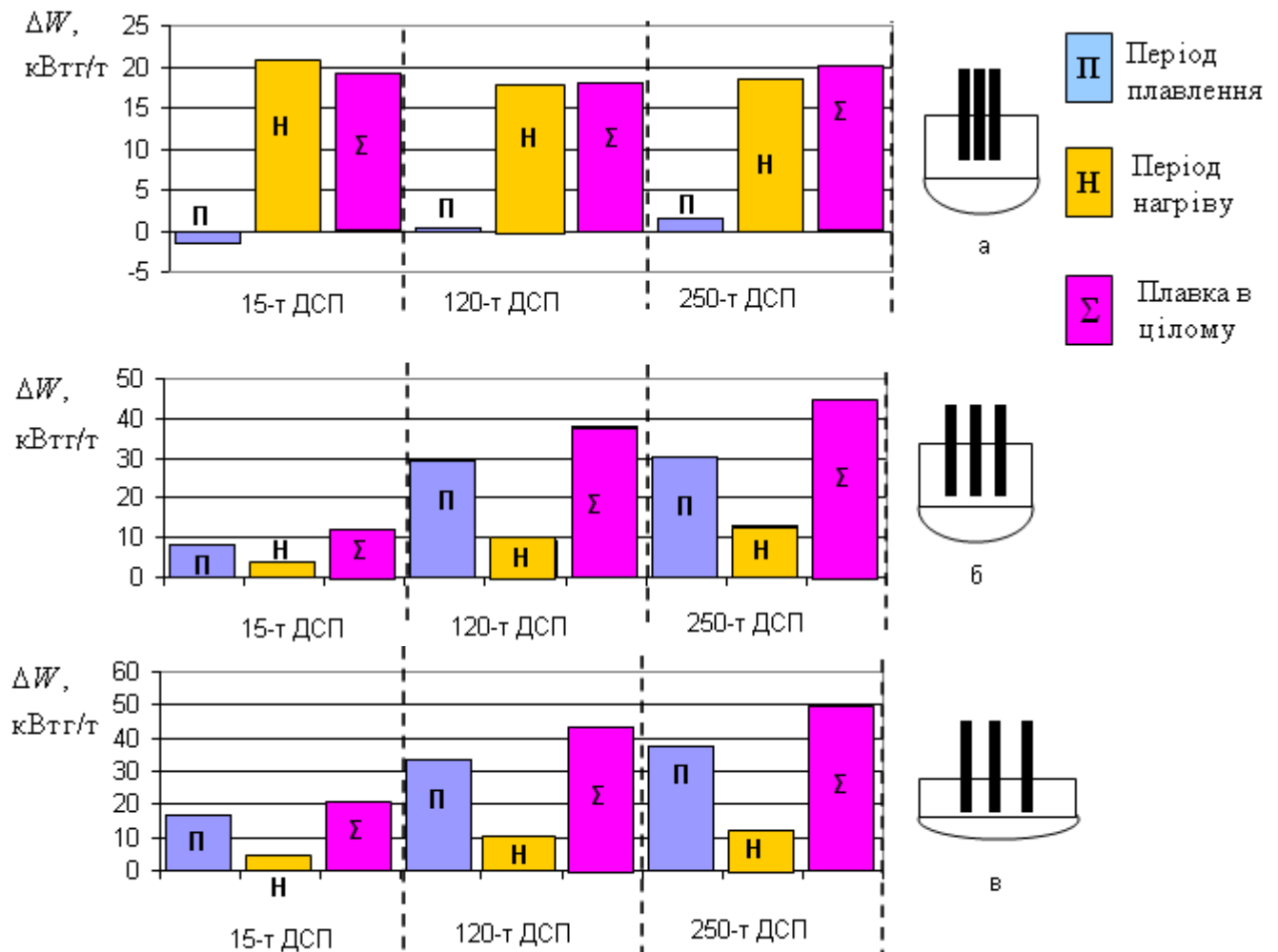


Рис. 3.21 – Залежність зміни питомої витрати електроенергії ΔW (зниження «+», зростання «-») від місткості печі при розрахункових варіантах (б, в) у порівнянні з базовим варіантом (а). Позначення - в тексті.

Узагальнення щодо взаємного впливу D_p і геометрії ванни на енерготехнологічні характеристики ДСП з базовим ЕТР знайшли відображення в технічному рішенні [221].

3.7 Додаткові енерготехнологічні переваги «глибокої» ванни ДСП

Зниження витрати вогнетривів. Зміна геометрії ванни ДСП в бік збільшення глибини, згідно (3.1, 3.2) і залежності між D_b і H_b (рис. 3.2), веде до зміни об'єму футерівки, що формує ванну. На рис. 3.22 для лінійки типорозмірів печей показана залежність відносного об'єму футерівки поду печі $\theta_f = V_{fd} / V_{fb}$ при «глибокій» V_{fd} і базовій V_{fb} ваннах від товщини відкосів b , за умови, що товщина поди дорівнює 1,5 товщини відкосів [54], і з урахуванням робочих областей для b з практики. Розрахунки свідчать про можливість скорочення витрат вогнетривів на 12–20 % при переході до «глибокої» ванні, при інших рівних умовах, причому в малих ДСП відносний ефект є більш істотний.

Інтенсифікація плавки. Збільшення інтенсивності верхньої продувки сталеплавильної ванни киснем через НКФ обмежено можливістю пошкодження поди печі високотемпературним реакційним кратером. Глибина проникнення надзвукового похилого кисневого струменя в рідку ванну ДСП h_j (рис. 1.2), згідно з дослідженнями Р. McGee і G. Irons [222], пропорційна квадрату витрати дуття. За даними М. Alam, G. Irons, G. Brooks і ін. [223] залежність між цими параметрами близька до лінійної. Обґрунтоване вище збільшення глибини ванни 120-т ДСП в 1,6 рази при базовому ЕТР і в 1,9 рази при ЕТР «flat bath» процесу (табл. 3.2), дає підставу збільшити середню інтенсивність дуття відповідно в 2,1 і в 2,8 рази. Така зміна режиму кисневої продувки позитивно позначиться, як на динаміці гомогенізації ванни зі збільшенням кількості і глибини спливання газових бульбашок вторинної реакційної зони [180], так і на процесах масообміну на стінках кратера і на бульбашках при знеуглецевленні металу [224,225]. Зменшення D_b / H_b відносно базового значення веде до необхідності зміщення кисневих струменів від електродів шляхом збільшення кута нахилу осі НКФ β до горизонту (рис. 1.3). Це, згідно з [223], дасть позитивний ефект за рахунок зменшення розбризкування розплаву, і пов'язаних з ним негативних ефектів заметалювання ВЕ і втрат заліза.

Спінювання шлаку та енергозбереження. Серед параметрів, що визначають режим спінювання шлаку, крім основності, окисленості (FeO), поверхневого натягу і в'язкості шлаку, важливу роль відіграє питома, на одиницю площі ванни, інтенсивність виходу газу на міжфазній межі метал-шлак Q_{msl} . Даний фактор, у припущенні рівномірності розподілу Q_{msl} по поверхні ванни, визначає газодинаміку шлаку і, тим самим, висоту і стабільність піни [226–228]. На основі аналізу експериментальних даних А. Кожухова [227] по 150-т ДСП для висоти шлаку h_{sl} , мм в залежності від Q_{msl} , $м^3/(м^2 \cdot \min)$, і S. Aminoghoaya, H. Edris [228] по 200-т ДСП для питомої витрати електроенергії W_{el} , кВт/т в залежності від h_{sl} , мм при вмісті в шлаці (FeO) = 25–30 %, отримані наступні рівняння ліній тренду: $h_{sl} = 213,30 \ln(Q_{msl}) - 50,26$; $W_{el} = -0,26h_{sl} + 789,5$.

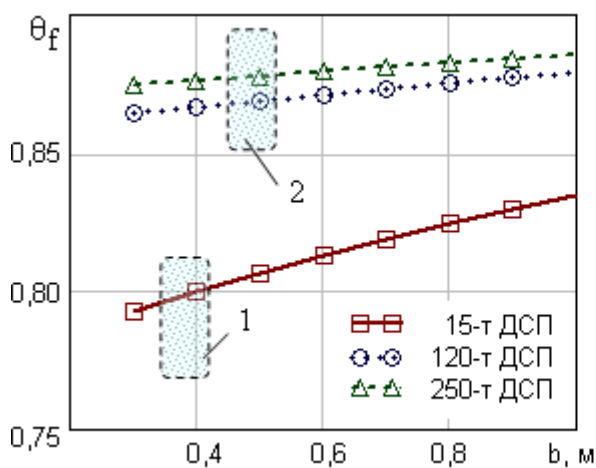


Рис. 3.22– Відносне зниження об'єму футерівки поду θ_f в «глибокій» ванні щодо базової в залежності від товщини відкосів b . 1,2– робочі області для b .

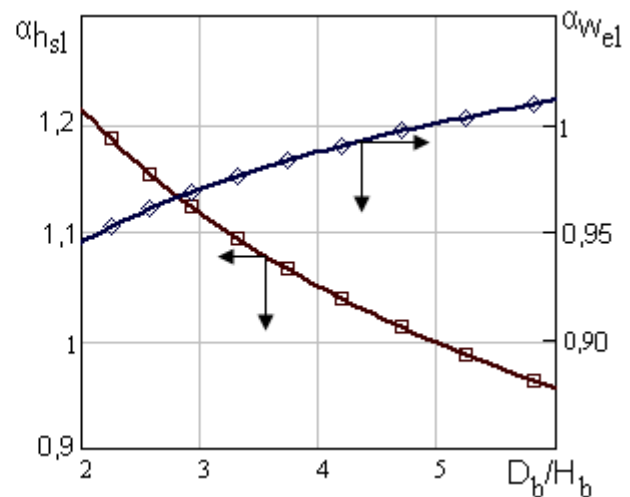


Рис. 3.23– Залежність відносної висоти спіненого шлаку α_{hsl} та відносної питомої витрати електроенергії $\alpha_{W_{el}}$ від D_b / H_b для 120-т ДСП.

Застосувавши тренди до умов 120-т ДСП (рис. 3.23), можна констатувати, що при переході від базової ванни до «глибокої», зі зменшенням D_b / H_b з 5 до 2,5 (табл. 3.2) і незмінному режимі роботи НКФ (питома витрата кисню 45 $м^3/т$), відносна висота шлаку зростає на 15 %. Згідно з оцінками по (3.2–3.8) це

призводить до зменшення втрат теплоти випромінювання з водою за рахунок екранування, і, відповідно, питомої витрати електроенергії на 4 %.

Висновки

1. Теоретично обґрунтовано й експериментально підтверджено оптимальне, за критерієм енергоефективності, співвідношення діаметра і глибини ванни ДСП, що для різних енерготехнологічних режимів становить 2,5–1,8 і, в порівнянні з традиційним значенням 5,0, дозволяє знизити втрати теплоти випромінювання з водою на 8,5–49 %.

2. Теоретично обґрунтовано й експериментально підтверджено, що зменшення співвідношення діаметра і глибини ванни ДСП до оптимального, за критерієм енергоефективності, призводить до підвищення швидкості нагріву ванни електричними дугами в умовах пневматичного перемішування на 12–16 % за рахунок інтенсифікації конвективного перенесення теплоти від гарячих плям під дугами в об'єм.

3. На основі математичного моделювання плавлення металошихти в ДСП і нагрівання рідкого напівпродукту до температури випуску, встановлено, що коефіцієнт енергоефективності дуги знижується з 0,92–0,94 до 0,68–0,70 при еволюції окремих колодязів, що проплавляють електроди, до спільного колодязя, та визначено раціональну величину діаметру розпаду електродів (вона складає 0,42–0,49 внутрішнього діаметру робочого простору), що дозволяє знизити питомі витрати електроенергії на 2,5–7,5 %.

4. На основі математичного моделювання встановлено, що для «flat bath» процесу з безперервним плавленням шихти в рідкій ванні, зменшення співвідношення діаметра і глибини ванни ДСП до оптимального, за критерієм енергоефективності, призводить до підвищення швидкості плавлення скрапу в ванні і продуктивності печі на 13–25 % за рахунок інтенсифікації конвективного теплопереносу в ванні. Ступінь інтенсифікації плавлення зростає зі збільшенням місткості печі.

5. На основі математичного моделювання процесів масообміну в ванні ДСП встановлено, що зменшення співвідношення діаметру і глибини ванни ДСП до оптимального, за критерієм енергоефективності, призводить до збільшення швидкості знеуглецевлення металу на 5–18 % за рахунок інтенсифікації процесів масопереносу реагентів в системі: залізовуглецевий розплав-спливаюча газова бульбашка.

6. На основі математичного моделювання процесів масообміну в ванні ДСП встановлено, що зменшення співвідношення діаметру і глибини ванни ДСП до оптимального, за критерієм енергоефективності, знижує тривалість дефосфорації сталі на 3–25 %, незважаючи на зменшення площі поверхні шлакової ванни, за рахунок підвищення інтенсивності масопереносу в активних плямах двофазної газометалічної області та при проходженні крапель металу, що плавиться, скрізь шар шлаку. Встановлено, що внесок крапельної дефосфорації складає 1,3–6,6 % та зростає зі збільшенням місткості печі.

7. Додаткові переваги «глибокої» ванни полягають в зменшенні маси вогнетривів поду ДСП на 12–20 % з міркувань геометрії, підвищенні допустимої, за умов створення реакційного кратера, інтенсивності верхньої продувки ванни киснем в 2,1–2,8 рази, в зниженні втрат теплоти випромінювання з водою на 4% за рахунок більш ефективного екранування дуг спіненням шлаком.

Основні положення Розділу 3 опубліковано в [31], [66], [181], [193], [200], [212], [221].

4. РОЗРОБКА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНИХ ВОДООХОЛОДЖУВАНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ДСП НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВОГО СТАНУ

4.1 Структура і зміст розділу

Виконано дослідження теплового стану, енергоефективності та стійкості водоохолоджуваних елементів (ВЕ) електросталеплавильних агрегатів. Структура і зміст розділу пояснюються рис. 4.1.



Рис. 4.1—Структура і зміст розділу.

4.2 Чисельне моделювання і оптимізація параметрів водоохолоджуваних елементів з просторовою структурою

В традиційних ВЕ дугових печей з щільною трубчастою структурою (рис. 4.2а) виникнення стійкого гарнісажу є ускладненим (Розділ 1.6), що в значній мірі зумовлює їх низьку енергоефективність через підвищені втрати теплоти.

Інноваційні рішення ВЕ (рис. 4.2б–д) представляють собою панелі з просторовою трубчастою структурою, в яких на робочій поверхні і між трубами утворюється поновлюваний шар гарнісажу рівноважної товщини, що приймає

променевий тепловий потік і виконує теплоізоляційну та енергозберігаючу функції, особливо важливі для печей ливарного класу. Розроблено наступні варіанти панелей [229,230]: зі зміщеними осями труб (б), дворядні (в), однорядні з нещільною трубчастою структурою (г), кесонні з трубним захистом (д).

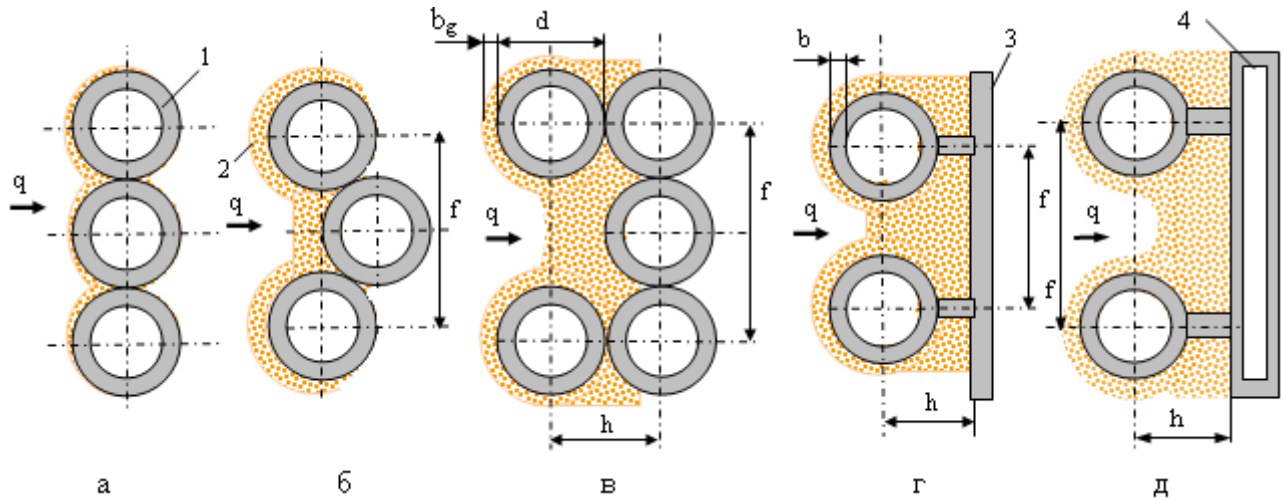


Рис. 4.2–Водоохолоджувані панелі ДСП. 1–трубчастий змійовик, 2–гарнісаж, 3–кожух печі, 4–кесон. q – тепловий потік, b, h, f, d – розрахункові параметри

Задача стаціонарного теплообміну в системі робочий простір ДСП–трубчастий ВЕ, покритий рівноважним шаром гарнісажу, описується рівнянням:

$$q - (1 - \varepsilon_{\text{wce}}) \sigma T_1^4 - \frac{(T_1 - T_2)}{(b / \lambda + b_g / \lambda_g + 1 / \alpha_w)} - \alpha_k (T_3 - T_0) = 0 \quad (4.1),$$

де q – падаючий на ВЕ тепловий потік; σ – стала Стефана-Больцмана; ε_{wce} – ступінь чорноти робочої поверхні ВЕ; α_w, α_k – коефіцієнт тепловіддачі стінки труби до води і зовнішньої поверхні в атмосферу, відповідно; $b, \lambda, b_g, \lambda_g$ – товщини і коефіцієнти теплопровідності труби і гарнісажу, відповідно; T_1, T_2, T_3, T_0 – температура робочої поверхні ВЕ, води, зовнішньої поверхні ВЕ і навколишнього середовища, відповідно.

Рішення двовимірної задачі виконано в пакеті прикладних програм ELCUT 6.2 [231] методом кінцевих елементів для вихідних параметрів і граничних умов, наведених в табл. 4.1.

Таблиця 4.1

Граничні умови і вихідні параметри моделювання ВЕ [232.233]

Блок (Б), грань (Г) та їх порядковий номер на рис. 4.3. Інші грані теплоізовані	Для блока: теплопровідність (λ), матеріал. Для грані: температура (Т), коефіцієнт тепловіддачі конвекцією (α), ступінь чорноти (ε)	Розмір, мм
Труба, ребра, кожух (Б1)	$\lambda = 45 \text{ Вт(м·К)}$. Сталь 20К	$d = 76$
Гарнісаж (Б2)	$\lambda_g = 2,5 \text{ Вт(м·К)}$ [98]. Оксидна суміш	$b = 10$
Робоча поверхня (Г1)	$T_1 = 1900 \text{ К}$, $\varepsilon = 0,7$ [98]	$h = 80$
Зовнішня поверхня (Г2)	$T_3 = 470 \text{ К}$, $\alpha_k = 20 \text{ Вт/(м}^2\text{·К)}$, $\varepsilon = 0,8$	
Водоохолоджувана поверхня (Г3)	$T_2 = 320 \text{ К}$, $\alpha_w = 6000 \text{ Вт/(м}^2\text{·К)}$, $T_0 = 293 \text{ К}$	

Температурні поля, отримані в чисельних моделях ВЕ за варіантами, розглянутими на рис. 4.2, представлені на рис. 4.3.

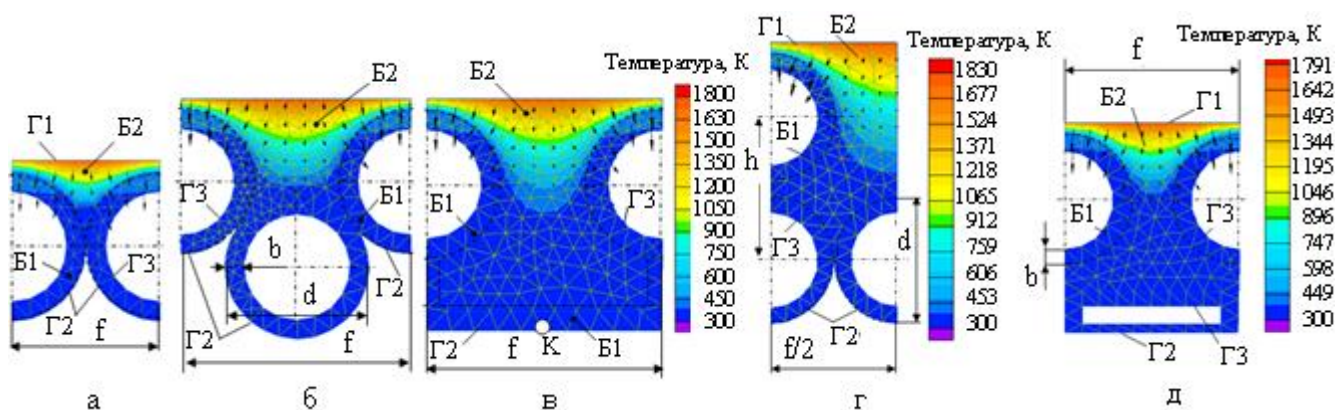


Рис. 4.3—Температурні поля традиційного ВЕ (а) та ВЕ з просторовою структурою (б – д). Позначення – в тексті і на рис. 4.2.

Втрати теплоти в ВЕ визначали на основі інтегральних характеристик теплообміну на водоохолоджуваних поверхнях (грані Г3). Вільною конвекцією у довкілля (грані Г2) нехтували через її незначну частку ($\leq 1-2\%$). Відносні втрати теплоти з водою, в порівнянні з традиційним ВЕ (а), показано на рис. 4.4. Для ВЕ по варіанту «в», крім втрат теплоти з водою, важливим є дотримання температури кожуха між трубами (точка К, рис. 4.3в), яка нормується не більше 200°C .

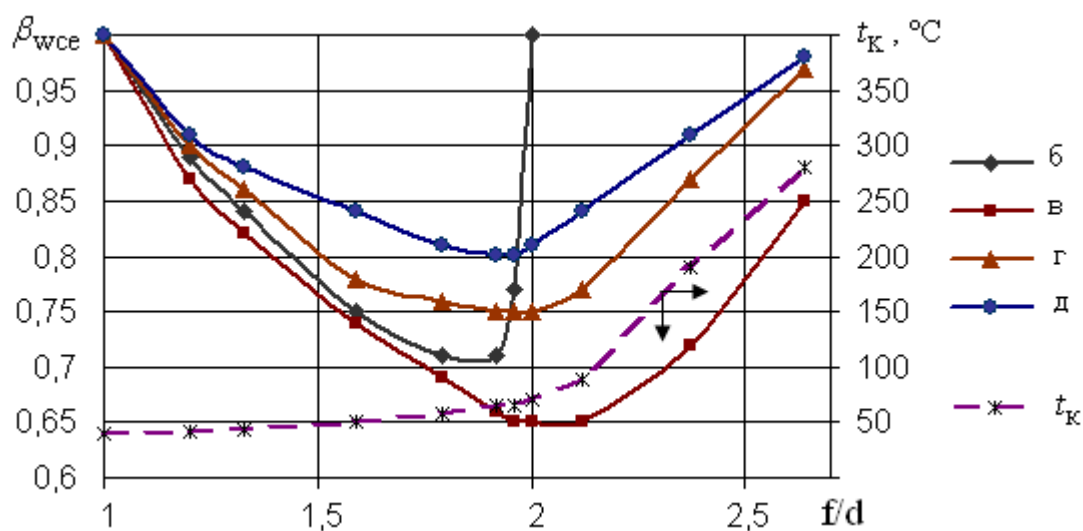


Рис. 4.4—Відносні втрати теплоти с водою на 1 м² ВЕ β_{wce} в залежності від параметра f/d для варіантів «б-д» в порівнянні з варіантом «а» (рис. 4.2). Температура кожуха t_k в точці К (рис. 4.3в) для ВЕ по варіанту «в» (рис. 4.2).

Порівняльні характеристики традиційних та інноваційних рішень ВЕ, а також рекомендації щодо їх застосування в ДСП наведені в табл. 4.2.

Таблица 4.2

Порівняльна характеристика водоохолоджуваних панелей

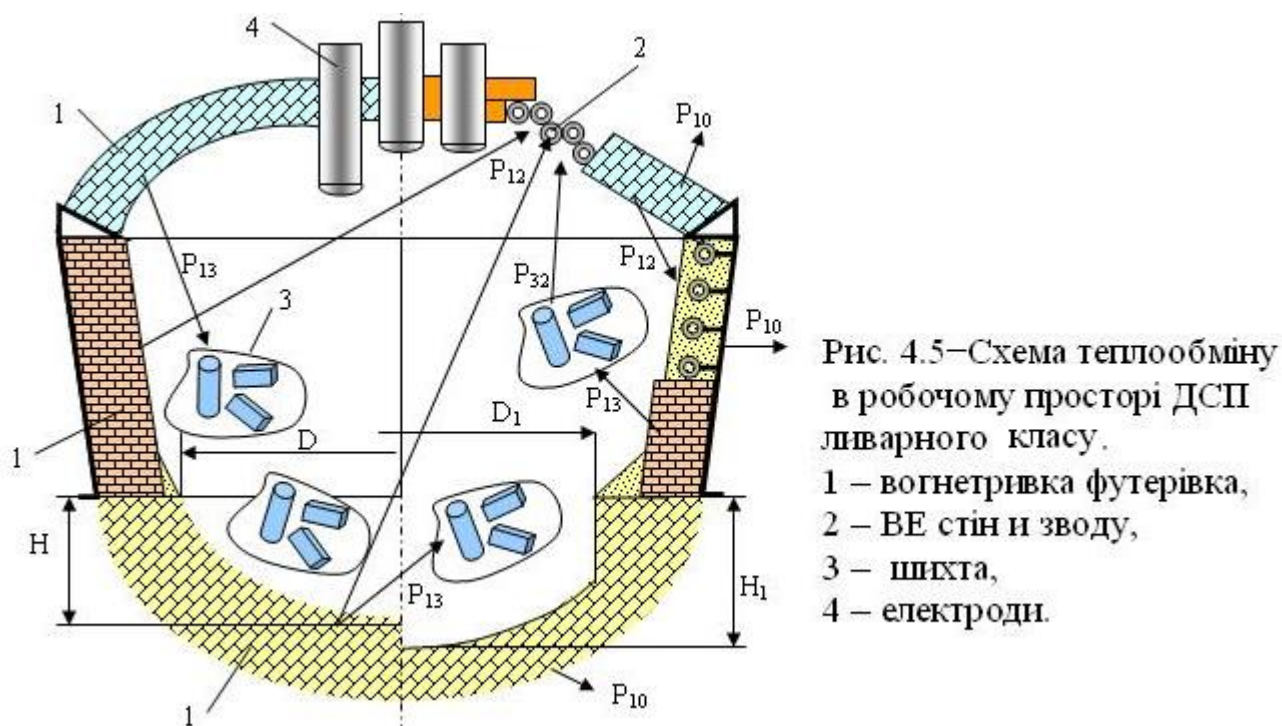
Параметр, відносних одиниць	Значення параметра на 1м ² поверхні ВЕ, для панелей по варіантах «б-д» (рис. 4.2) відносно традиційного варіанта «а»				
	а	б	в	г	д
Маса гарнісажу	1	1,25	2,30	2,20	2,20
Оптимальний f	$f = d$	$(1,6-1,8)d$	$(2,1-2,3)d$	$\sim 2d$	$\sim 2d$
Втрати теплоти з водою	1	0,75	0,65	0,77	0,80
Маса панелі	1	1,08	1,52	0,73	1,45
Область застосування ВЕ	Всі види ДСП	ДСП «великої» металургії	ДСП «великої» металургії	ДСП ливарного класу	Спеціальні вузли печей

Згідно з представленими даними, ВЕ з просторовою структурою забезпечують зниження втрат теплоти з водою на 20–35 % в порівнянні з традиційним варіантом. Експлуатаційні характеристики ВЕ розглянуто в Розділі 8.

4.3 Моделювання теплообміну в ДСП ливарного класу і пошук енергоефективних рішень комбінованих ВЕ

Для дугових печей ливарного класу проблема енергоефективності посилюється через тривалі простої і пов'язані з ними втрати енергії на акумуляцію теплоти футерівкою. Представляє інтерес порівняти ці втрати, а також питомі витрати енергії стосовно до печі з традиційною цегляною футерівкою і печі, обладнаною ВЕ з метою знайти енергоефективні рішення, засновані на балансі втрат енергії і вогнетривів - далі «комбіновані ВЕ».

Схема, що відображає теплообмін в робочому просторі ДСП і концепцію підвищення енергоефективності, наведена на рис. 4.5.



Розроблено математичну модель енергоспоживання дугової печі ливарного класу з урахуванням теплообміну в період роботи та простою, відносної площі комбінованих ВЕ, попереднього завантаження скрапу і геометрії ванни [234–236]. Метою моделювання є мінімізація енерговитрат за рахунок оптимального поєднання ВЕ і футерівки в огорожі печі. Дослідження виконані стосовно до типової 3-т ДСП потужністю 1,8 МВА. Блок-схема моделі наведена на рис. 4.6.

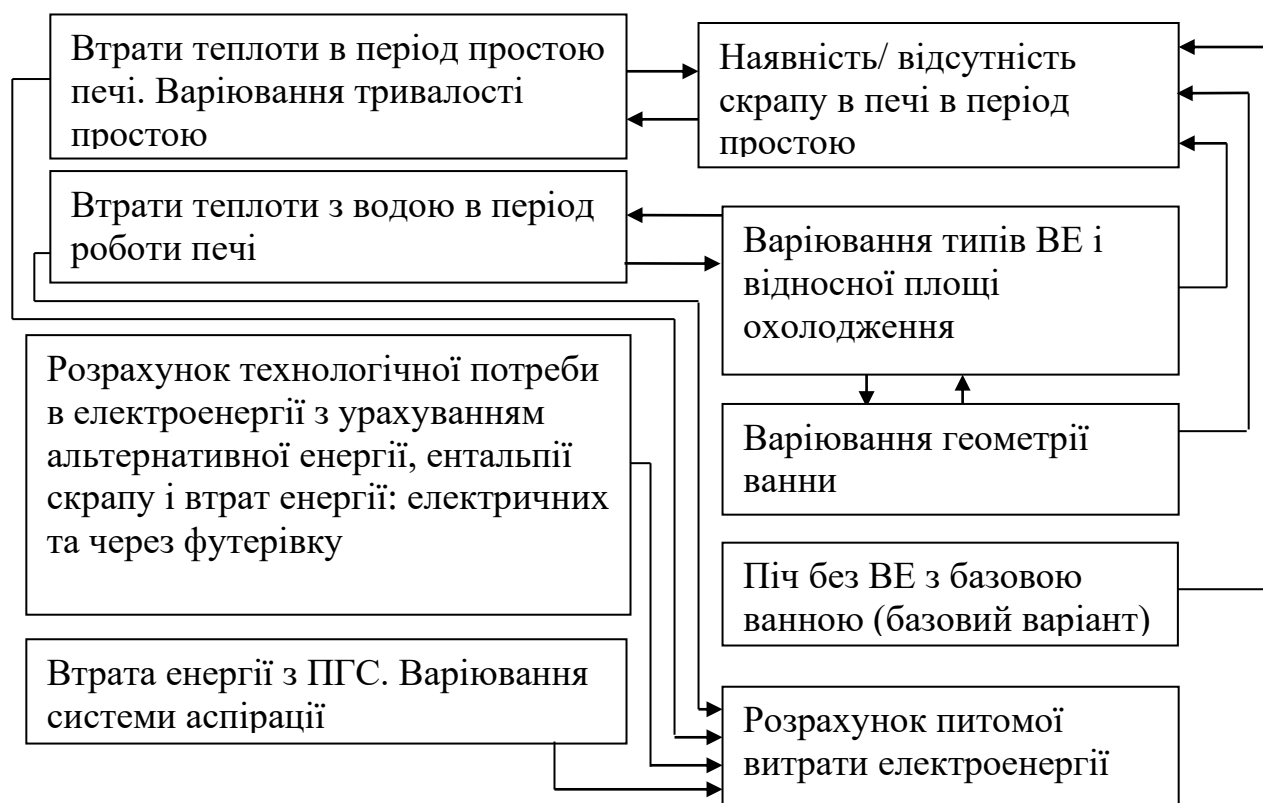


Рис. 4.6 – Блок-схема математичної моделі оптимізації відносної площі охолодження комбінованих ВЕ ДСП ливарного класу.

4.3.1 Теплообмін в період простою печі

В моделі розглянуто два випадки теплового стану печі при простоях: із попереднім завантаженням скрапу в піч і при відсутності скрапу. Для кожного з випадків передбачені варіанти: футерівка без ВЕ (базовий) та з ВЕ. Стінові ВЕ, виходячи з практики, встановлено в верхній частині корпусу, відносна площа їх незмінна і прийнята рівною 0,4. ВЕ зводу встановлено, перш за все, в зоні максимального зносу футерівки в області розпаду електродів, відносна площа їх $\beta_{\text{вер}}$ варіюється від 0 до 1 та оптимізується. Передбачається застосування енергозберігаючих ВЕ з просторовою структурою, але для порівняння розглядаються також традиційні ВЕ з щільною структурою. В опції печі з ВЕ досліджували вплив геометрії ванни - базова і «глибока» (при незмінній масі плавки) - на втрати теплоти з водою та питомі енерговитрати в цілому [234].

Зміна ентальпії огорожі робочого простору, що включає футерівку і ВЕ, в процесі простою печі тривалістю τ_{dt} описується наступним рівнянням.

$$dQ / d\tau_{dt} = P_{10} + P_{12} + P_{13} \quad (4.2),$$

де P_{10}, P_{12}, P_{13} – потужність втрат енергії зовнішньою поверхнею печі в навколишнє середовище, і внутрішньою поверхнею футерівки на ВЕ і скрап відповідно (рис. 4.5).

Чисельним рішенням (4.2) отримано витрати енергії на акумуляцію теплоти огорожею робочого простору в залежності від β_{wcr} і τ_{dt} , що є основою подальших досліджень енергоефективності ДСП з комбінованими ВЕ і «глибокою» ванною [232,233].

Параметр P_{10} включає радіаційну і конвективну складові:

$$P_{10} = [\alpha_s(t_s - t_0) + \sigma \varepsilon_s [(t_s + 273)^4 - (t_0 + 273)^4]] F_s \quad (4.3),$$

де α_s – коефіцієнт тепловіддачі корпусу печі в навколишнє середовище; σ – стала Стефана-Больцмана; ε_s, F_s, t_s – ступінь чорноти, площа поверхні і температура корпусу печі, відповідно; t_0 – температура поза піччю.

Коефіцієнт α_s , що входить в (4.2), визначається рівнянням, в якому вираз під знаком логарифма є емпіричною залежністю t_s від τ_{dt} , яка отримана шляхом обробки експериментальних даних Г. Петрова [171]:

$$\alpha_s = 31,46 \cdot \ln(200 - 3,85 \cdot \tau_{dt}) - 120,80 \quad (4.4)$$

У разі попереднього завантаження скрапу, останній, нагріваючись від футерівки, передає частину теплоти P_{32} ВЕ. Даний фактор відбивається на процесі, що описується (4.2), через поточну температуру скрапу в процедурі

розрахунку. При оцінці параметрів теплообміну P_{12}, P_{13}, P_{32} для інженерного розрахунку брали до уваги тільки домінуючу радіаційну складову з урахуванням температури скрапу, ВЕ і площі внутрішньої поверхні корпусу печі.

З огляду на порівняльний характер розрахунку, ряд видаткових (втрати теплоти з ПГС, через кожух в навколишнє середовище, електричні втрати), а також прибуткових статей (теплота екзотермічних реакцій в ванні, енергія ПКП) енергобалансу ДСП прийнято для розглянутих варіантів однаковими, і їх оцінку виконано згідно Ю. Тулуєвському, І. Зінурову [3]. У розрахунку витрат енергії на процеси нагрівання, плавлення металошихти і доведення ванни до температури випуску сталі, шлакоутворення і легування, враховували ентальпію скрапу.

4.3.2 Теплообмін в період роботи печі

Методика розрахунку потрібної питомої енергії на виплавку сталі, включаючи основні втрати енергії, описана в Розділі 1 і проводиться за балансовим рівнянням (1.2). Нижче розглянуто особливості розрахунку втрат теплоти з водою при застосуванні ВЕ з просторовою структурою і «глибокої» ванни.

4.3.2.1 Теплові втрати з водою. Вплив геометрії ванни і структури ВЕ

Розрахунок питомих втрат теплоти з водою (E_{wce}) виконано за умов плавки масою 3 т і тривалості періода рідкої ванни 1,2 години, шляхом чисельного рішення (3.4–3.8) з урахуванням (3.3). Згідно з розрахунками, що наведені на рис. 4.7, втрати теплоти з водою при застосуванні ВЕ з просторовою структурою, знижуються на 32–35 % в порівнянні з традиційними ВЕ з щільною структурою. Варіант «глибокої» ванни реалізується шляхом зменшення діаметру з $D = 2,1$ до $D_1 = 1,8$ м (рис. 4.5) і зростанням глибини з H до H_1 , відповідно до (3.1). «Глибока» ванна дозволяє додатково зменшити втрати енергії на 13–18%. При цьому, зі збільшенням β_{wcr} від 15 до 100 % ефект «глибокої» ванни на зниження втрат

теплоти з водою зростає в 1,5 рази. Однак, експлуатація повністю водоохолоджуваного зводу на печі з малопотужним трансформатором в умовах класичного сталеплавильного процесу не є технологічним.

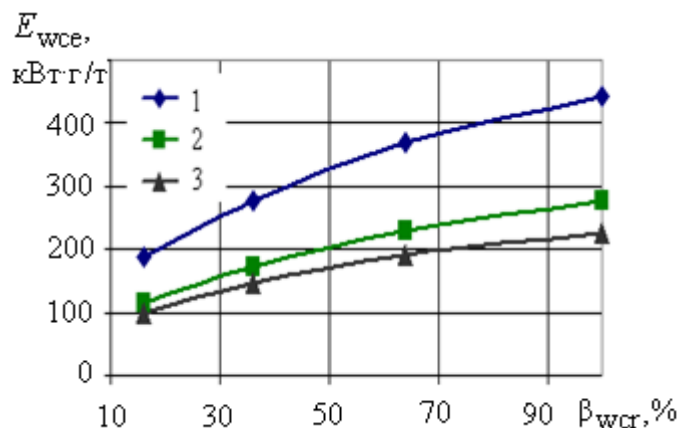


Рис. 4.7 – Залежність питомих втрат теплоти з водою E_{wce} від відносної площі охолодження зводу β_{wcr} .
1-ВЕ зі щільною структурою;
2-ВЕ з просторовою структурою;
3-ВЕ по (2) + «глибока» ванна.

В математичній моделі застосовані наступні рівняння апроксимації, що зв'язують E_{wce} , кВтг/т з β_{wcr} , % для традиційних (E_{wce1}), енергозберігаючих (E_{wce2}) і енергозберігаючих ВЕ спільно з «глибокою» ванною (E_{wce3}).

$$E_{wce1} = 138,8 \ln(\beta_{wce} \cdot 100) - 204,68 \quad (4.5)$$

$$E_{wce2} = 87,98 \ln(\beta_{wce} \cdot 100) - 134,30 \quad (4.6)$$

$$E_{wce3} = 68,36 \ln(\beta_{wce} \cdot 100) - 92,66 \quad (4.7)$$

4.3.2.2 Оптимізація відносної охолоджуваної поверхні комбінованого зводу

Для характеристики енергоефективності інновацій в ДСП ливарного класу введено параметр $\chi_e = W_m / W_0$, як відношення величин питомої потрібної енергії в модернізованій печі W_m і в вихідній печі з вогнетривкою футерівкою W_0 . На основі спільного чисельного рішення (4.2) і (4.5–4.7) отримано залежності χ_e від τ_{dt} і β_{wcr} , наведені на рис. 4.8 для випадків простою ДСП з попередньо завантаженим скрапом і без нього.

Згідно з розрахунками, збільшення тривалості простоїв печі до 15–20 годин і більше робить енергоефективною часткову заміну футерівки на ВЕ з просторовою структурою. Величина β_{wcr} , що забезпечує рівну з футерівкою питому витрату енергії,

становить 15–20 % при зменшенні споживання вогнетривів в 1,4–2,5 рази. Попереднє завантаження скрапу підвищує ефективність рішень з кобінованими ВЕ в напрямках, як зменшення порогу тривалості простоїв до 10–15 годин, а спільно з «глибокою» ванною до 7–8 годин, так і збільшення відносної площі водоохолодження.

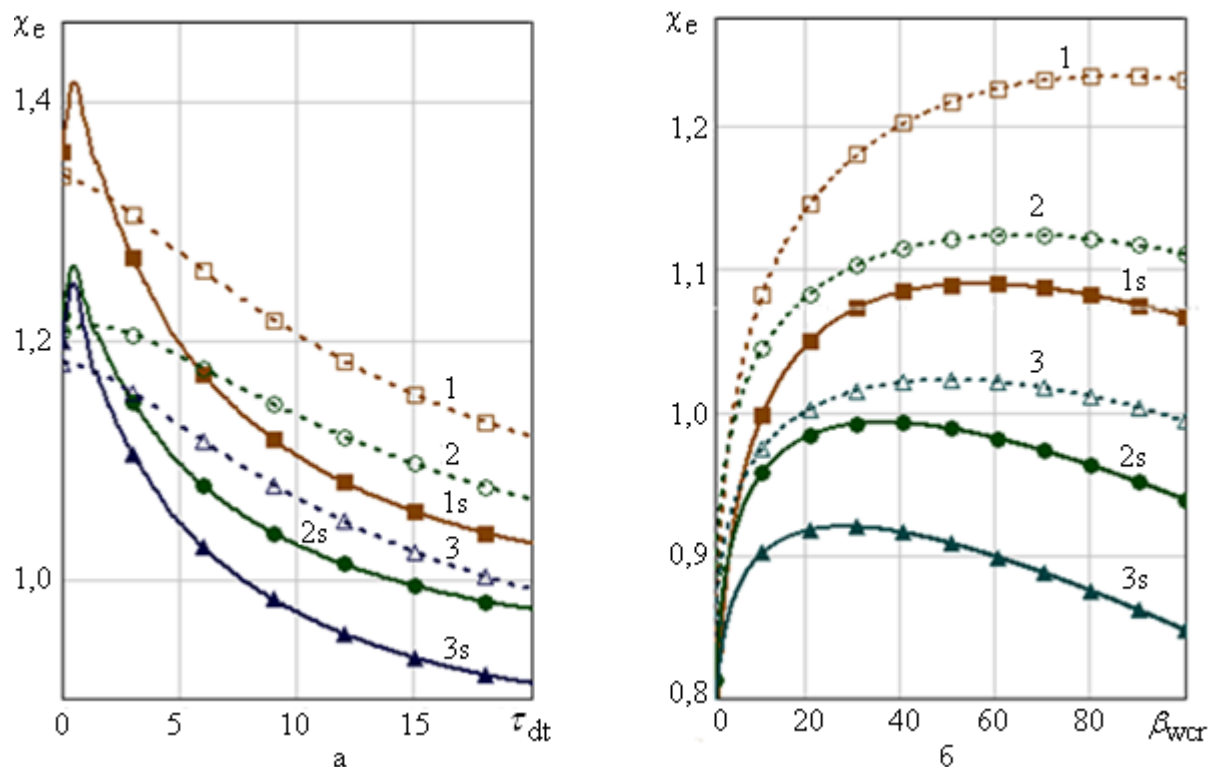


Рис. 4.8 – Залежність характеристики енергоефективності ДСП χ_e від тривалості простоїв τ_{dt} , годин при $\beta_{wcr} = 0,16$ (а) та від β_{wcr} , % при $\tau_{dt} = 20$ годин (б). 1–традиційні ВЕ; 2–ВЕ з просторовою структурою; 3–ВЕ по (2) + «глибока» ванна. Індекс “s” у кривих означає попередньо завантажений скрап.

Слід зазначити, що застосування традиційних ВЕ в ДСП ливарного класу в умовах тривалих простоїв, з позицій енергоефективності, не є раціональним.

4.4 Проблема стійкості ВЕ в ДСП і актуальність врахування додаткових визначальних факторів їх теплового стану

В сучасних високопродуктивних ДСП застосовують трубчасті ВЕ, виконані, як правило, з вуглецевистої котельної сталі Ст20К. При експлуатації печей стикаються з

проблемою утворення поперечних тріщин на змійовиках ВЕ, типові приклади яких наведені на рис. 4.9. На мікрошліфі (рис 4.10а) зразка панелі зводу 120-т ДСП ПрАТ «ДЕМЗ» (м. Донецьк) ідентифікується пошкодження труб внаслідок термічної втоми металу (рис. 4.10б) - характерний дефект для теплоенергетичних пристроїв [237].

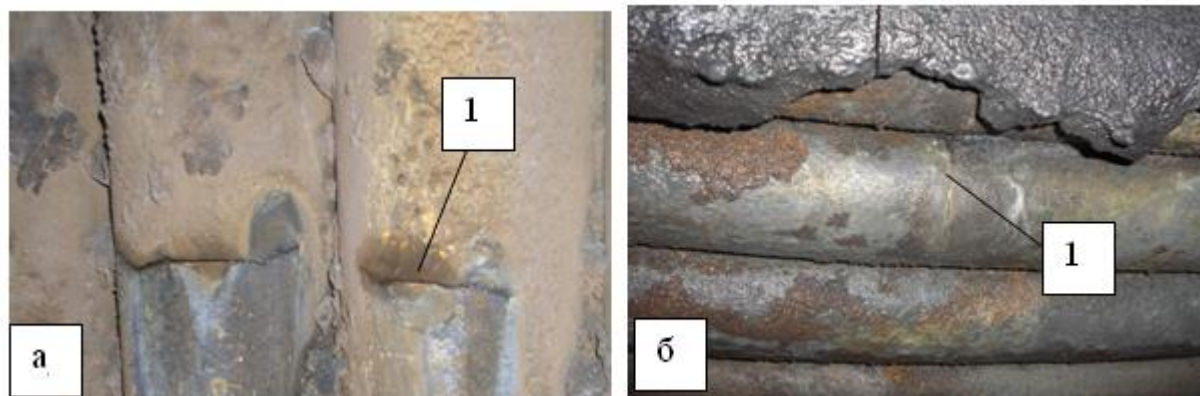


Рис. 4.9 – Поперечні тріщини 1 на трубах панелей 130-т ДСП заводу «Siderurgica Balboa», Іспанія (а) і 120-т ДСП ПП «ДЕМЗ», Україна (б).

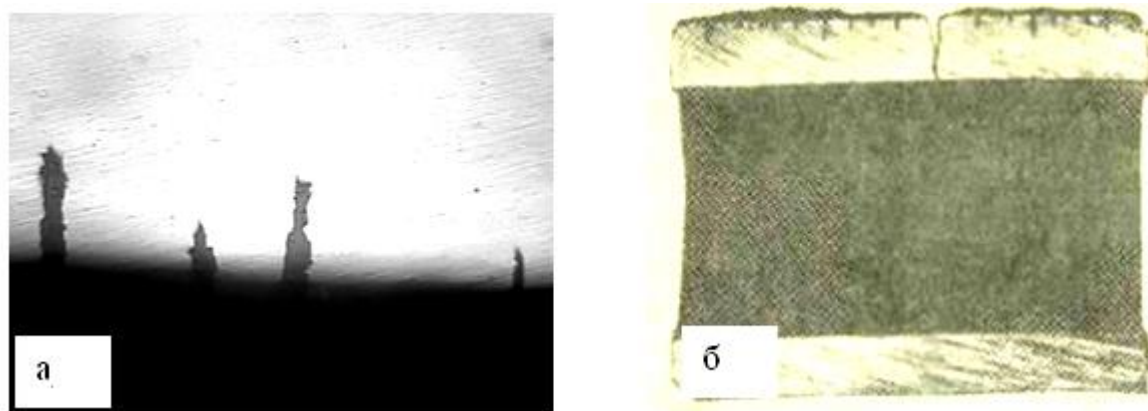


Рисунок 4.10—Мікрошліф зразка ВЕ зводу ДСП (а) та результат явища термічної втоми (б) в теплоенергетиці [237].

Виникнення поперечних тріщин пов'язано з дією циклічних термічних напруг, при яких вільному розширенню зовнішніх шарів стінки перешкоджають внутрішні, або навпаки. Характерною ознакою тріщин внаслідок термічної втоми є їх кільцевий характер. Наявність і тенденція зростання випадків появи подібних дефектів є непрямым свідченням недоліків методик розрахунку ВЕ, застосовуваних провідними компаніями.

На основі розглянутих в Розділі 2 положень, щодо специфіки сприйняття теплового потоку випромінювання трубчастою поверхнею, а також раніше не враховуваних конвекційного та конденсаційного факторів теплового навантаження, ця методика була вдосконалена.

4.5 Розрахунок термічних напружень в ВЕ з урахуванням специфіки сприйняття енергії випромінювання трубчастою поверхнею.

Термічні напруги в стінці труби ВЕ традиційно розраховують за методикою [103], яка є стандартною в котлобудуванні (ДСТУ 4003-2000, ГОСТ14249-89). Розрахунок полягає у визначенні еквівалентних напружень σ_{eq} від складових: радіальної σ_r , кільцевої σ_y і осьової σ_z , які мають не перевищувати допустимі напруження для матеріалу труби при температурі експлуатації. Напруги, що виникають є пропорційними перепаду температури в стінці труби Δt_t , який визначається законом Фур'є при розрахунковій щільності результуючого теплового потоку q . Вихідними параметрами є фізико-механічні характеристики труби: коефіцієнт теплопровідності λ_t , коефіцієнт лінійного розширення α_t , коефіцієнт Пуассона ν_t , модуль нормальної пружності E_t , модуль пружності при зсуві G_t , зовнішній r_e , внутрішній r_i і середній по товщині стінки r радіуси труби.

$$\Delta t_t = (q / \lambda_t) \cdot r_e \cdot \ln(r_e / r_i) \quad (4.8)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{0,5 \cdot [(\sigma_r - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2]} \quad (4.9),$$

$$\begin{aligned} \text{де} \quad \sigma_r &= -M_t [\ln(k_1) / \ln(k_2) + [(k_1)^2 - 1] / [(k_2)^2 - 1]]; & k_1 &= r_e / r; & k_2 &= r_e / r_i; \\ \sigma_y &= -M_t [(\ln(k_1) - 1) / \ln(k_2) + [(k_1)^2 + 1] / [(k_2)^2 - 1]]; & M_t &= E_t \cdot \alpha_t \cdot \Delta t_t / [2 / (1 - \nu_t)] \\ \sigma_z &= -M_t [2 / [(k_1)^2 - 1] + [2 \ln(k_2) - 1] / \ln(k_2)]. \end{aligned}$$

Процедура розрахунку теплового потоку для аналізу термічних напружень в ВЕ відрізняється від аналогічної при визначенні втрат енергії випромінювання з

водою. У першому випадку беруть до уваги локальні показники теплового навантаження для критичних областей (точок). У другому - визначають інтегральний показник для всієї теплосприймаючої поверхні панелі; при цьому вид поверхні: плоска або трубчаста, при рівних умовах теплогенерації і геометрії ВЕ, не впливає на загальні втрати енергії.

Нові положення методики розрахунку ВЕ полягають в коректному визначенні щільності результуючого теплового потоку i , на його основі, циклічних термічних напружень, що ведуть до утворення тріщин термічної втоми, з урахуванням специфіки сприйняття енергії випромінювання трубчастою поверхнею (Розділ 2). Розглянемо приклади практичної реалізації методики.

4.5.1 Водоохолоджувана кришка установки ківш-піч

У конвертерному цеху ПАТ «Алчевський металургійний комбінат» позапічне доведення сталі ведуть в установці ківш-піч (УКП) місткістю 300 т компанії «VAI-Fuchs» (Австрія, ФРН). ПКП має водоохолоджувану кришку, виконану з труби діаметром 89 мм зі стінкою 12 мм, сталь St35 (аналог Ст20К). Розрахункова схема кришки приведена на рис. 4.11а. Проблема полягає в низькій стійкості трубчастих ВЕ кришки в близько розташованій до ванни області А у зв'язку з утворенням тріщин, характерних для явища термічної втоми (рис. 4.10).

Для розрахунку щільності теплового потоку, що сприймається кришкою УКП, використовується математична модель, описана в Розділах 2,3. Особливість завдання [238] полягає в тому, що випромінювання дуг в повному обсязі не екрановано розплавом i , тому, воно є чинним поряд з випромінюванням поверхні ванни і електродів. Щільність потоку випромінювання дуг виражається через електричну потужність, що виділяється на умовній поверхні дуг.

Вихідні параметри трифазної УКП: активна електрична потужність $P_{lf} = 32,5$ МВт, робочий струм $I_{lf} = 32$ кА, діаметр ванни $D_b = 3,84$ м, діаметр електроду $d_e = 0,45$ м, діаметр розпаду електродів $D_p = 0,8$ м, довжина електроду

в робочому просторі $H_e = 1,6$ м; температура поверхні ванни $T_b = 1860$ К і поверхні ВЕ $T_{wce} = 500$ К, ступінь чорноти поверхні ванни, електродів і ВЕ 0,7; 0,9 і 0,9, відповідно. Кришка УКП має форму усіченого конуса. Рівняння апроксимації її утворюючої, що визначає відстань довільної точки теплосприймаючої поверхні від осі ковша r , м і поверхні ванни z , м має вигляд:

$$z = 5,10(2r / D_b)^4 - 7,56(2r / D_b)^3 + 0,96(2r / D_b)^2 + 0,23(2r / D_b) + 1,69.$$

Зважаючи на особливості теплосприйняття трубчастою поверхнею, щільність теплового потоку випромінювання ванни q_b навколо точки на поверхні кришки УКП є векторною сумою умовних вертикальної q_{bv} і горизонтальної q_{bg} складових $q_b = \sqrt{q_{bv}^2 + q_{bg}^2}$, кВт/м², розрахованих по (2.4) [238]:

$$q_{bv} = (2 / \pi) z^2 \sigma (T_b^4 - T_{wce}^4) \varepsilon_r \int_{-D_b/2}^{D_b/2} \int_0^{\sqrt{(D_b/2)^2 - x^2}} \frac{dy dx}{[(r-x)^2 + y^2 + z^2]^2} \quad (4.10)$$

$$q_{bg} = (2 / \pi) z^2 \sigma (T_b^4 - T_{wce}^4) \varepsilon_r \int_{-D_b/2}^{D_b/2} \int_0^{\sqrt{(D_b/2)^2 - x^2}} \frac{h(r-x) dy dx}{[(r-x)^2 + y^2 + z^2]^2} \quad (4.11),$$

де σ – стала Стефана-Больцмана, кВт/(м²К⁴); ε_r – приведений ступінь чорноти при теплообміні, що виражається через ступені чорноти тіл, відповідно до математичної моделі теплообміна випромінюванням (Розділ 3, п. 3.3); x, y, z, h, r – координати (Розділ 3, п. 3.3).

Розрахункові рівняння для вертикальної q_{ev} і горизонтальної q_{eg} складових щільності теплового потоку випромінювання поверхні електродів навколо точки робочої поверхні кришки УКП $q_e = \sqrt{q_{ev}^2 + q_{eg}^2}$, кВт/м² мають вигляд [238]:

$$q_{ev} = D_p \sigma \varepsilon_r \int_0^{a \cos\left(\frac{D_p}{D_b}\right)} \int_{H_a}^{H_e} \frac{[T_e(z)^4 - T_{wce}^4](H_e - z)(r \cos \varphi - \frac{D_p}{2})}{\left[\left(r - \frac{D_p}{2} \cos \varphi\right)^2 + \left(\frac{D_p}{2}\right)^2 \sin^2 \varphi + (H_e - z)^2\right]^2} dz d\varphi \quad (4.12)$$

$$q_{eg} = D_p \sigma \varepsilon_r \int_0^{a \cos\left(\frac{D_p}{D_b}\right)} \int_{H_a}^{H_e} \frac{[T_e(z)^4 - T_{wce}^4]\left(\frac{D_b}{2} - \frac{D_p}{2} \cos \varphi\right)\left(\frac{D_b}{2} \cos \varphi - \frac{D_p}{2}\right)}{\left[\left(\frac{D_b}{2}\right)^2 + \left(\frac{D_p}{2}\right)^2 - 2 \frac{D_b}{2} \frac{D_p}{2} \cos \varphi + (H_e - z)^2\right]^2} dz d\varphi \quad (4.13),$$

де $T_e(z)$ – функція розподілу температури по висоті електродів в робочому просторі, взята з практики ДСП (Розділ 3, п. 3.3); H_a – довжина дуги, прийнята для умов крупної УКП, рівною 0,18 м [210]; x, y, z, h, r, φ – координати (Розділ 3, п. 3.3).

Щільність потоку випромінювання дуг, зважаючи на невизначеність ступеня екранування, можна оцінити, в першому наближенні, на основі теплового балансу кришки за загальною витратою охолоджуючої води $G_w = 287$ м³/год. і температурами на виході $t_2 = 40$ і вході $t_1 = 29$ °С. З цих даних випливає, що середня потужність охолодження кришки УКП становить $Q_w = (G_w / 3600) \rho_w C_w (t_2 - t_1) = 253$ кВт (де ρ_w, C_w – щільність (кг/м³) і теплоємність (кДж/(кгК)) води, відповідно), а потужність втрат теплоти з водою в середньому становить близько 12 % введеної активної потужності P_{ff} . Дана величина корелює з практичними енергобалансами [210].

З урахуванням вищевикладеного, розрахункові рівняння для щільності потоку випромінювання дуг q_a мають вигляд відповідних рівнянь стосовно до випромінювання електродів (4.12, 4.13), в яких предінтегральним множником є $Q_w / (\pi D_p H_a)$, а межі інтегрування становлять від 0 до H_a .

Загальна теплова напруженість навколо робочої точки на утворюючій робочій поверхні кришки УКП, визначається за вдосконаленою методикою сумою

складових $q_I = q_b + q_e + q_a$, а за традиційною методикою - сумою умовних вертикальних складових $q_{II} = q_{bv} + q_{ev} + q_{av}$. Розрахунки надані на рис. 4.11б.

Згідно з розрахунком за вдосконаленою методикою (крива I), значення щільності теплового потоку в розрахунковій області на 12–55 % вище, ніж при розрахунку за традиційною методикою, в якій ВЕ розглядається як плоска поверхня (крива II). Результат відповідає попереднім дослідженням даного чинника (Розділ 2, п. 2.2.4). Невідповідність розрахункового і фактичного теплового навантаження веде до подальшої некоректної оцінки термічних напружень в стінці труби по (4.9) і експлуатаційних характеристик ВЕ.

Еквівалентні термічні напруження (4.9) знаходили, варіюючи щільність теплового потоку при наступних значеннях термомеханічних параметрів сталі 20К [239], що є функцією температури t_e , °С ($t_e = T_{wce} - 273$) робочої поверхні ВЕ:

$$\lambda_t = -2 \cdot 10^{-5} t_e^2 - 0,0174 t_e + 53,15, \text{ Вт/(мК)} \quad (4.14)$$

$$E_t = (-2 \cdot 10^{-10} t_e^4 + 7 \cdot 10^{-8} t_e^3 - 4 \cdot 10^{-5} t_e^2 - 0,0412 t_e + 212) \cdot 10^3, \text{ МПа} \quad (4.15)$$

$$G_t = (-5,002 \cdot 10^{-5} t_e^2 - 7,25 \cdot 10^{-4} t_e + 77,87) \cdot 10^3, \text{ МПа} \quad (4.16)$$

$$\nu_t = (E_t - 2G_t) / 2G_t \quad (4.17)$$

Розрахункові значення σ_{eq} порівнювали з допустимими для тривалої експлуатації ВЕ напруженнями σ_a , що для сталі Ст20К мають наступну температурну залежність [239]:

$$\sigma_a = -1,487 \cdot 10^{-6} t_e^3 + 4,844 \cdot 10^{-4} t_e^2 - 0,1085 t_e + 149,2, \text{ МПа} \quad (4.18)$$

Температуру внутрішньої охолоджуваної поверхні стінки труби приймали 75 °С, як параметр, рекомендований за умов запобігання утворення карбонатних відкладень із води (солі жорсткості) [3].

Рішення (4.9) з урахуванням (4.8, 4.10–4.17) при варіюванні теплового потоку і товщини стінки труби зі сталі Ст20К, приведено на рис. 4.11в. Крива 1 відображає

залежність σ_a , криві 2,3 - залежність σ_{eq} для труби з товщиною стінки 12 і 6 мм, відповідно, від результуючого теплового потоку q на поверхню ВЕ.

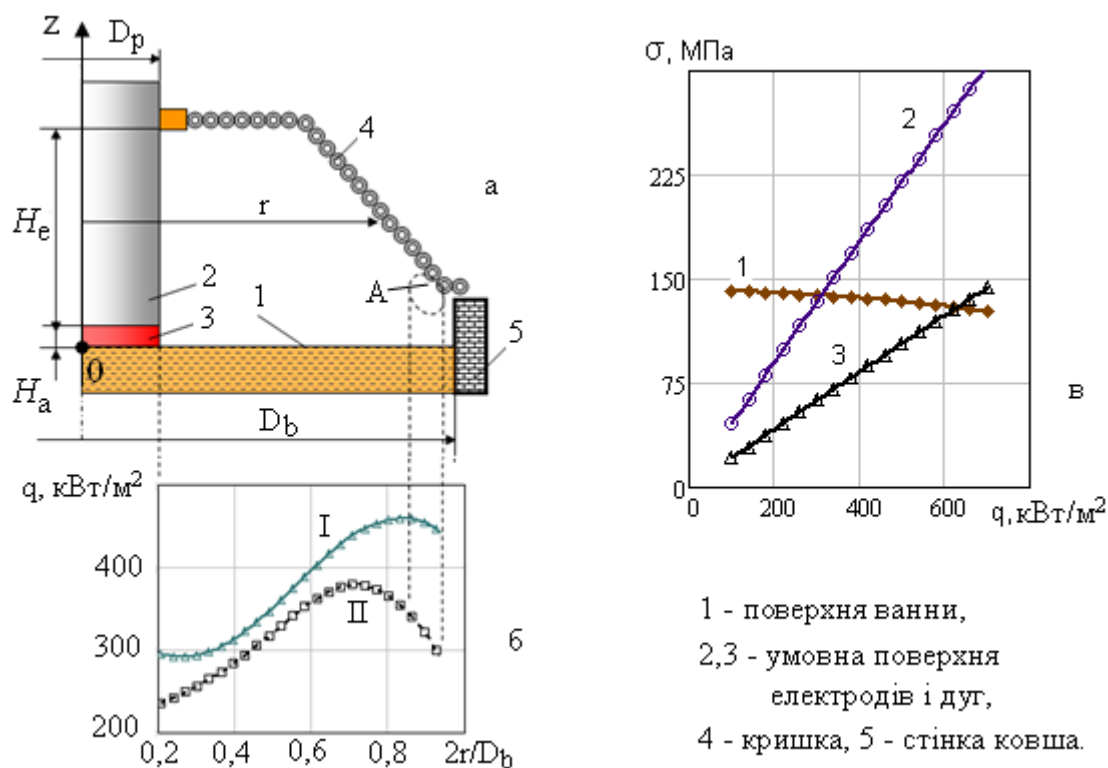


Рис. 4.11– Розрахункова схема (а); щільність теплового потоку q на робочій поверхні кришки УКП в залежності від відносного радіуса $2r/D_b$ (б); термічні напруження σ в ВЕ (в) в залежності від q . Позначення – в тексті.

Згідно з розрахунком, вихідні ВЕ кришки УКП, виконані зі сталі Ст20К з товщиною стінки 12 мм можуть стійко працювати при тепловому навантаженні до 300–320 кВт/м² (проекція точки перетину кривих 1 і 2). За результатами розрахунків дані рекомендації щодо застосування труби з меншою товщиною стінки в критичній по термічним напруженням зоні А. Зниження товщини стінки труби зі сталі Ст20К до 6 мм дозволяє експлуатувати ВЕ при щільності теплового потоку до 600–650 кВт/м².

Важливою є оцінка відносної довговічності ВЕ. Її виконали за методикою Коффіна-Менсона [240], яка полягає у визначенні кількості циклів термічного навантаження до руйнування матеріалу внаслідок малоциклової втоми, і заснована

на залежності амплітуди деформації від числа циклів N_c до появи втомних тріщин. Результат визначається фізико-механічними характеристиками матеріалу: модулем нормальної пружності E_t , відносним звуженням ψ при руйнуванні і еквівалентними напруженнями σ_{eq} .

$$N_c = [(1/16) \cdot (\ln(\frac{1}{1-\psi}))^2] / (\sigma_{eq} / E_t)^2 \quad (4.19)$$

Результати розрахунку напружень і явищ малоциклової втоми наведені в табл. 4.3. Згідно з розрахунком, у вихідній конструкції кришки термомеханічні напруги в критичній області А (рис. 4.11) дорівнюють 155 МПа, що перевищує допустиме значення (136 МПа) при робочій температурі стінки.

Таблиця 4.3

Розрахункові термомеханічні характеристики ВЕ кришки УКП

Варіант кришки УКП	Товщина стінки труби, мм	Температура стінки, °C	Еквівалентні напруження, МПа	Допустимі напруження, МПа	Число циклів до руйнування
Вихідний	12	197	155	136	1600–3100
Модернізований	6	131	78	140	6500–12000

У модернізованій кришці товщину стінки труби зменшили до 6 мм, при цьому напруження в стінці труби (78 МПа) не перевищують допустимих значень (140 МПа). Слід зазначити, що традиційна методика розрахунку, без урахування специфіки трубчастої теплосприймаючої поверхні, не виявляє позамежні термічні напруження в кришці УКП і, таким чином, обумовлює проблеми її експлуатації.

4.5.2 Водоохолоджувана кришка еркера ДСП

Виробники металургійного обладнання [241,242] поставляють змінні мідні панелі еркера, тоді як панелі зводу і стін ДСП, як правило, виконані зі сталі Ст20К.

Вибір міді обумовлений її високою теплопровідністю, що забезпечує мінімальний перепад температури, а, отже, мінімальні термічні напруження в стінці труби при даній щільності теплового потоку, як фактор експлуатаційної надійності панелі.

Недоліками мідних панелей є їх висока вартість, схильність до окислення і низька механічна міцність при температурі в робочому просторі ДСП.

Для підвищення експлуатаційних характеристик і мінімізації витрат, пов'язаних з виготовленням і обслуговуванням еркерної панелі, раціональним рішенням є заміна мідної труби на сталеву. Для цього необхідні об'єктивні дані стосовно теплового стану панелі, що є основою розрахунку термічних напружень та прийняття обґрунтованих рішень по модернізації.

У розрахунковій моделі (рис. 4.12а) враховується специфіка теплообміну в еркерній зоні. Еркерна панель схильна до термічного впливу близько розташованої рідкої ванни, що випромінює. Випромінювання поверхні електродів на еркерну панель практично не потрапляє, як і випромінювання дуг, беручи до уваги їх екранування спініним шлаком.

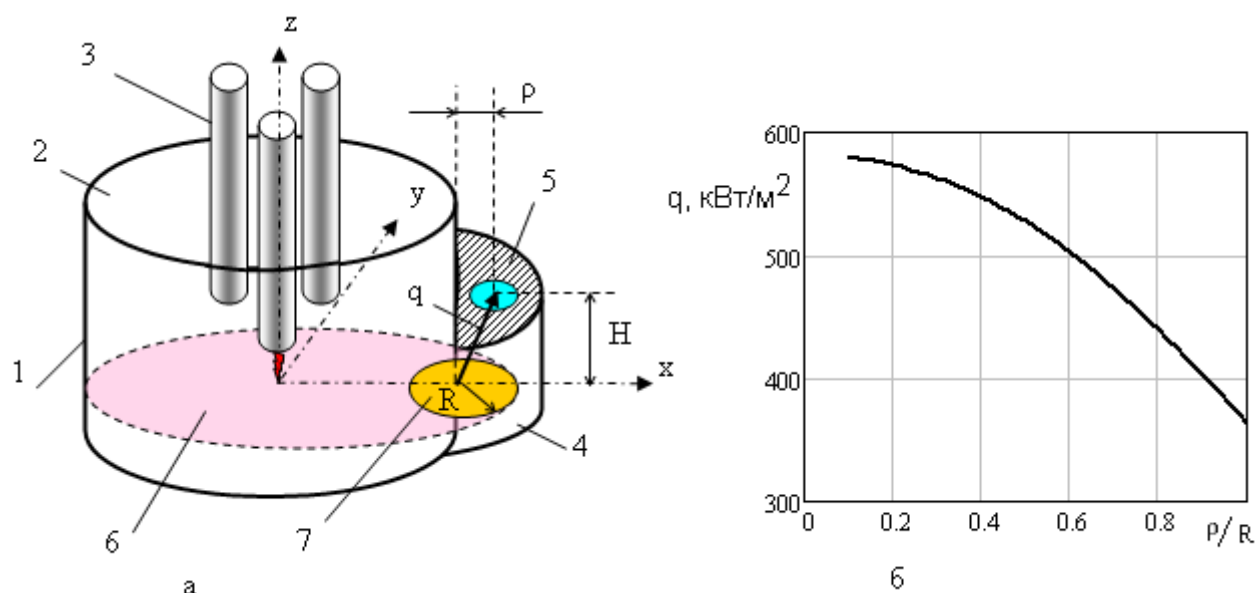


Рис. 4.12– Розрахункова схема випромінювання ванни на панель еркера (а) і залежність щільності теплового потоку q від радіальної координати ρ/R (б). 1–корпус ДСП, 2–звід, 3–електроди, 4–еркер, 5–еркерна панель, 6–ванна, 7–умовна випромінююча поверхня. Інші позначення – в тексті.

Прийнято наступні значення параметрів, характерних для 160-т високопродуктивної ДСП компанії «Danieli» ТОВ «МЗ Дніпросталь» (м. Дніпро): $T_b = 2170$ К, як максимальна величина в реакційній зоні при продувці стали киснем; $T_{wce} = 500$ К; $R = 1,45$ м; $H = 1,4$ м (дис. 4.12а). Гарнісаж на робочій поверхні труб панелей ДСП не є стабільним [98], тому розрахунок термічних напружень проводиться для найбільш жорстких умов експлуатації - без гарнісажу. Розглядали варіанти матеріалу труби: мідь (вихідна панель з труби $\varnothing 89 \times 10$ мм), сталь 20К, сталь 09Г2С з різною товщиною стінки, при відсутності і наявності накипу на охолоджуваній поверхні. Теплофізичні характеристики і температурні залежності допустимих напружень при температурі робочої поверхні труби прийняті за даними [239]. Вплив карбонатних відкладень враховували введенням додаткового теплового опору в (4.8).

Результати розрахунку щільності теплового потоку від ванни, виконані по (4.10, 4.11), наведені на рис. 4.12б. Згідно до цих даних, максимальна величина параметру становить 600 кВт/м^2 .

Термічні напруження в стінці труби панелі під впливом теплового потоку визначали по (4.9) Результати наведені на рис.4.13 і в табл. 4.4.

Згідно з розрахунками [243], термомеханічні характеристики вихідної мідної панелі в умовах експлуатації кришки еркера не викликають сумнівів. При розрахунковому тепловому навантаженні 600 кВт/м^2 еквівалентні напруги в трубі є нижче допустимих.

Характеристики панелей зі сталі 20К ($\varnothing 89 \times 10$ мм) не задовільняють умовам сталої експлуатації при 600 кВт/м^2 : еквівалентні напруження перевищують допустимі при щільності теплового потоку більше $400\text{--}450 \text{ кВт/м}^2$. Проте, необхідного результату можна досягти при зменшенні товщини стінки труби до 6 мм, при цьому коефіцієнт запасу по термічним напруженням складе не менше 1,2 (рис. 4.13а, табл. 4.4). При вживанні сталі 09Г2С товщина стінки труби може бути збільшена до 8 мм при коефіцієнті запасу 1,17. Це є суттєвим з урахуванням динамічного навантаження, пов'язаного з завалюванням шихти в піч.

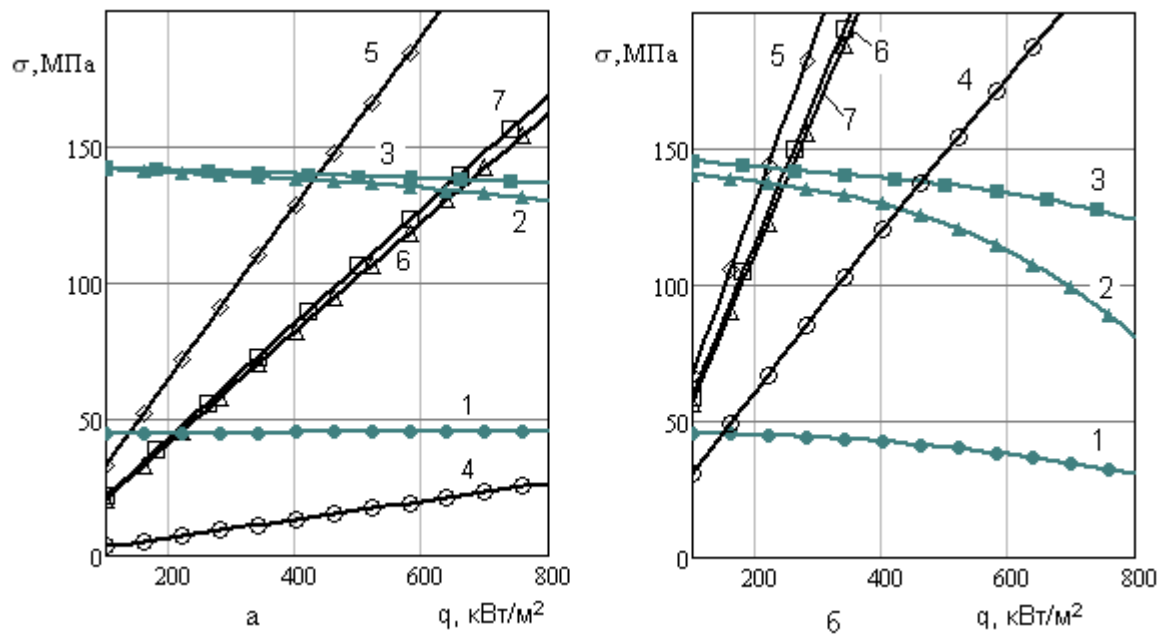


Рис. 4.13 – Залежність термічних напружень в панелях σ від щільності теплового потоку q для випадків без накипу (а) і з накипом (б) на охолоджуваній поверхні. 1,2,3–допустимі напруження для міді, Ст20К, 09Г2С, відповідно; 4,5,6,7– еквівалентні напруження для міді (стінка 10 мм), сталі Ст20К (стінка 10 і 6 мм) і сталі 09Г2С (стінка 8 мм), відповідно.

Таблиця 4.4

Термомеханічні характеристики еркерної панелі ДСП

Матеріал труби еркерної панелі	Товщина стінки, мм	Температура стінки, °С		Еквівалентні напруження, МПа		Допустимі напруження, МПа	Запас міцності		Число циклів до руйнування
		Без накипу	З накипом	Без накипу	З накипом		Без накипу	З накипом	
Мідь	10	90	211	19	166	45	2,43	немає	65000
Сталь Ст20К	10	192	313	179	355	136	немає	немає	6700
	6	145	267	115	304	139	1,21	немає	16600
Сталь 09Г2С	8	150	271	119	314	139	1,17	немає	15300

Карбонатні і оксидні відкладення (накип) на внутрішній поверхні труб ВЕ істотно підвищують тепловий опір теплопередачі променевої енергії до води і при товщині 1–2 мм зводять нанівець працездатність розглянутих варіантів еркерної

панелі, включаючи мідну (рис. 4.13б). Це пов'язано зі зростанням температури робочої поверхні панелі (рис. 4.14) при $t_2 = t_4 + (b / \lambda + b_d / \lambda_d + 1 / \alpha_w) \cdot q$ (де $\alpha_w = q / (t_3 - t_4)$ – коефіцієнт тепловіддачі від стінки труби до води; b, b_d – товщина стінки труби і шару відкладень, відповідно, λ, λ_d – коефіцієнт теплопровідності стінки труби і шару відкладень, відповідно) при відсутності шару гарнісажу b_g .

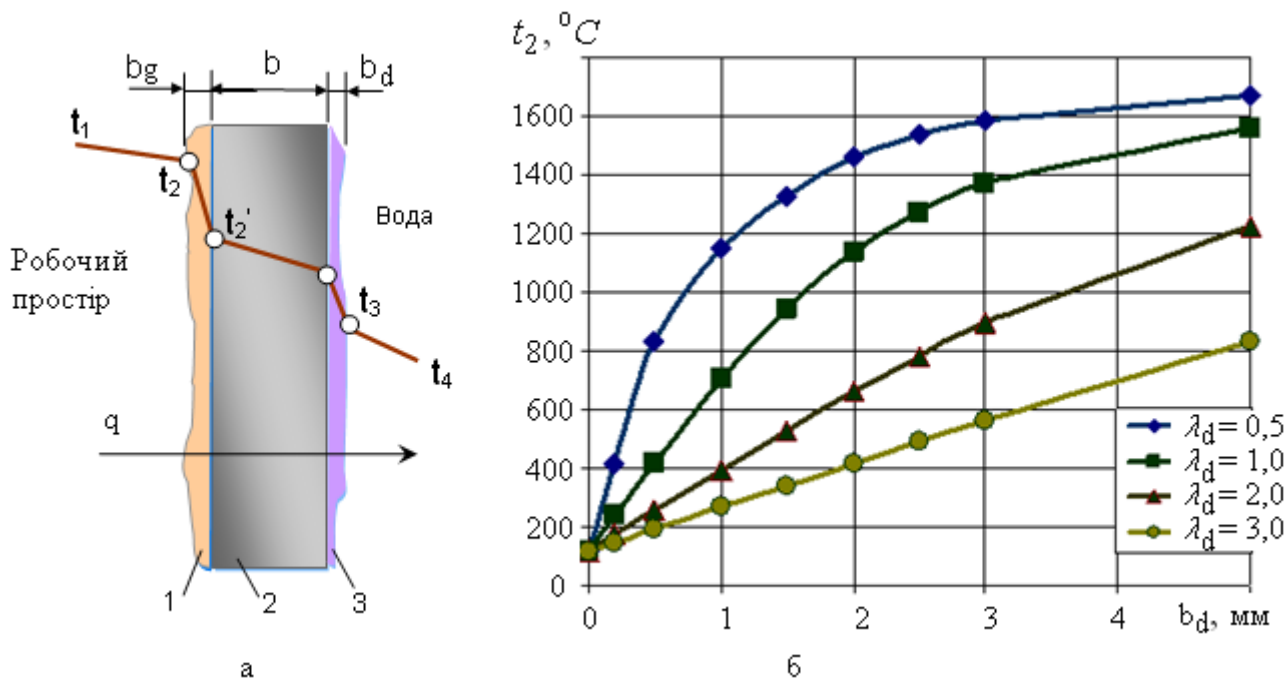


Рис. 4.14–Схема теплопередачі через стінку ВЕ (а). Температура робочої поверхні труби $t_2, ^\circ\text{C}$ в залежності від товщини відкладень на охолоджуваній поверхні b_d , мм і теплопровідності λ_d , Вт/(мК) при $q = 300 \text{ кВт/м}^2$, $b = 12 \text{ мм}$.

З ростом робочої температури ВЕ t_2 знижуються фізико-механічні характеристики матеріалу труби і допустимі напруження. Тому, важливим є недопущення перегріву води в змійовику панелі вище температури випадання солей жорсткості з $\lambda_d = 2\text{--}3$ і оксидів матеріалу труби $\lambda_d = 0,5\text{--}1 \text{ Вт/(мК)}$, а також забезпечення відповідної водопідготовки.

Виконано оцінку числа циклів термічного навантаження до руйнування стінки труби ВЕ за методикою Коффіна-Менсона (4.19), яка показала прийнятну стійкість сталевих панелей еркера при товщині стінки 6–8 мм (15–17 тис. циклів) за умови відсутності карбонатних відкладень (табл. 4.4). Значно вищий показник

мідних панелей по малоциклової втомі на практиці не реалізується через більш ймовірний вихід з ладу через стоншення стінки при окисленні.

4.6 Моделювання температурного поля в ВЕ і прогнозування температури поверхні в зоні обслуговування

Температурне поле в результаті розтікання теплоти по перетину труб панелі еркера досліджували шляхом чисельного рішення двовимірної стаціонарної задачі теплопередачі в пакеті «ELCUT 6.2». Метою була оцінка можливого перевищення температурою зовнішньої поверхні панелі, в зоні обслуговування еркера, норм охорони праці, при заміні мідних панелей сталевими [243]. Граничні умови і параметри наведені в табл. 4.5. Результати розрахунку наведено на рис. 4.15.

Таблиця 4.5.

Граничні умови і вихідні параметри чисельного моделювання теплового стану еркерної панелі.

Блок (Б), грань (Г) і їх порядковий номер на рис. 4.15.	Для блока: теплопровідність (λ), матеріал. Для грані: температура (Т), коефіцієнт тепловіддачі конвекцією (α), ступінь чорноти (ε).	Розміри, мм.
Труба мідна (Б1)	$\lambda = 385 \text{ Вт/(м·К)}$. Мідь М1.	$d = 89$ $b = 10$ $b = 6$ $b_d = 2$
Труба сталева (Б2)	$\lambda = 45 \text{ Вт/(м·К)}$. Сталь 20К.	
Карбонатні відкладення (Б3)	$\lambda = 2 \text{ Вт/(м·К)}$.	
Робоча поверхня (Г1)	$T = 1900 \text{ К}$, $\varepsilon = 0,7$.	
Зовнішня поверхня (Г2)	$\alpha = T = 470 \text{ К}$, $20 \text{ Вт/(м}^2\text{·К)}$, $\varepsilon = 0,8$	
Поверхня охолодження (Г3)	$T = 320 \text{ К}$, $\alpha = 6000 \text{ Вт/(м}^2\text{·К)}$	

За результатами розрахунку, при відсутності карбонатних відкладень, температура зовнішньої поверхні як мідних, так і сталевих панелей практично однакова і становить 80–100 °С, що відповідає експлуатаційним нормам. При наявності карбонатних відкладень температура зовнішньої поверхні мідних панелей вище, ніж сталевих і перевищує допустиму величину 200 °С за нормами

охорони праці та техніки безпеки. Це пояснюється значно вищим коефіцієнтом теплопровідності міді, що, при ускладненні теплопередачі до води через високий тепловий опір відкладень, викликає перегрів всієї поверхні труби.

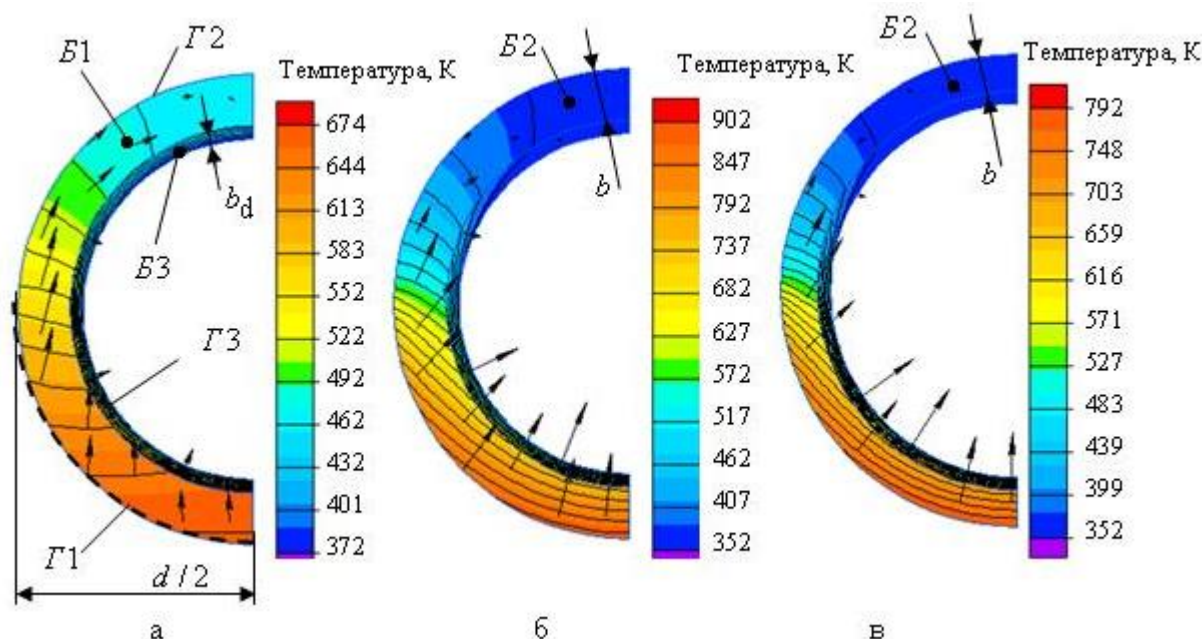


Рис. 4.15–Температурне поле в мідній трубі Ø89x10 мм (а) і сталевій трубі Ø89x10 мм (б), Ø89x6 мм (в) з карбонатними відкладеннями (товщина шару 2 мм) на охолоджуваній поверхні. Стрілками показано напрямок і величина теплового потоку.

4.7 Фактори теплового стану і вдосконалення методики розрахунку ВЕ

Фактори теплового навантаження на ВЕ ДСП пояснюється рис. 4.16. Вдосконалення інженерної методики розрахунку ВЕ полягає в урахуванні: специфіки теплосприйняття трубчастою поверхнею ВЕ [238]; конвективної складової теплового потоку [244]; теплоти конденсації на поверхні ВЕ парів шихтових матеріалів, що утворюються в зоні дугового розряду [102].

4.7.1 Конвективна складова теплового навантаження

Конвективний теплообмін між потоком пилгазового середовища з температурою t_g і швидкістю u_g та водоохолоджуванним газоходом внутрішнім діаметром D_{wce} , м (рис. 4.16), описується критеріальним рівнянням [211]:

м. У ньому величину q_g було порівняно з щільністю теплового потоку випромінювання на звід q_{rad} в області газовідвідного патрубка 120-т ДСП з базовою геометрією робочого простору, яку розраховували по (4.10–4.13). Залежність q_g / q_{rad} від співвідношення площ перерізу газовідвідного патрубка і ванни F_g / F_b приведено на рис. 4.17а.

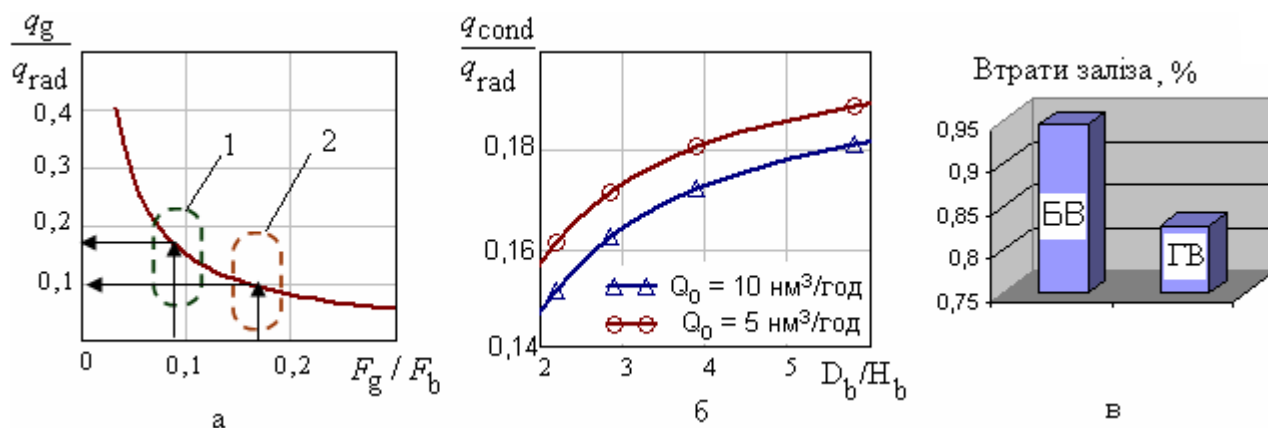


Рис. 4.17–Залежність конвективної (а) і конденсаційної (б) складових теплового навантаження на ВЕ від геометричних параметрів печі. Відносні втрати заліза випаровуванням (в) в базовій (БВ) і «глибокій» (ГВ) ванні. Позначення - в тексті.

В ДСП з традиційною системою аспірації при співвідношенні $F_g / F_b < 0,1$ (табл. 2.4), частка конвективної складової щільності теплового потоку q_g дорівнює 0,15–0,18 променевої складової (область 1). У розроблених інноваційних рішеннях системи аспірації (Розділ 5) з підвищенням F_g / F_b , частка q_g знижується приблизно в 1,5 рази (область 2).

4.7.2 Конденсаційна складова теплового навантаження

В розрахунковій моделі оцінка конденсаційного теплового навантаження на ВЕ q_{cond} дана при допущенні рівномірної конденсації пари заліза, як домінуючого елемента шихти, на поверхні робочого простору печі F_{ws} , включаючи ванну, стіни, звід, газовідвідний патрубок і електроди. Нижче наведені основні

положення моделі. Послідовність визначення, розрахункові формули і значення параметрів для умов 120-т ДСП відображено в табл. 4.6.

Таблиця 4.6

Розрахунок конденсаційної складової теплового навантаження на БЕ

Параметр і одиниця виміру. [Джерело]	Розрахункова формула і параметри
Довжина дуги H_a , м. [63]	$H_a = (U_a - U_{ae}) / \beta_a$, де U_a, U_{ae}, β_a – падіння напруги на дузі (370 В), приелектродному просторі (30 В) та градієнт напруги в столбі дуги (1500 В/м), відповідно
Ефективний діаметр дуги d_a , м. [63]	$d_a = 2[I_a / (\pi j_a)]^{0,5}$, де I_a, j_a – струм (75000 А) і щільність струму ($6 \cdot 10^6$ А/мм ²) в столбі дуги, відповідно
Енергія, що передається ванні в плямі дуги W_a , Дж	$W_a = U_a I_a \psi d_a / u_{av}$, де ψ – відносна частка торцевої поверхні в загальній поверхні дуги
Коефіцієнт тепловіддачі від плями дуги в ванну α_m , Вт/(м ² ·К) [211]	$\alpha_m = [0,017(u_{av} d_a / \nu_m)^{0,8} Pr_m^{0,33} \lambda_m] / d_a$, де Pr_m – число Прандтля для рідкої сталі (0,18); ν_m – кінематична в'язкість рідкої сталі ($0,8 \cdot 10^{-6}$ м ² /с)
Енергія, що переноситься в об'єм ванни W_m , Дж	$W_m = \alpha_m (t_{boil} - t_b) (\pi d_a^2 / 4) (d_a / u_{av})$, де t_{boil}, t_b – температура кипіння сталі (2900 °С) і температура ванни (1600 °С), відповідно
Швидкість випаровування металу m_{ev}^* , кг/с	$m_{ev}^* = (W_a - W_m) / [L_{ev} + C_m (t_{boil} - t_b)] (d_a / u_{av})$, де L_{ev} – теплота випаровування заліза (6,26 МДж/кг); C_m – теплоємність рідкої сталі (750 Дж/(кг·К))
Відносна щільність теплового потоку конденсації q_{cond} / q_{rad}	$q_{cond} / q_{rad} = [(3m_{ev}^* - \Delta m_{dust}) L_{ev} / F_{ws}] / q_{rad}$, где q_{rad} – щільність теплового потоку випромінювання по (4.10–4.13); Δm_{dust} – маса пари, що виноситься з печі, кг; F_{ws} – поверхня робочого простору ДСП (108 м ²)
Відносні втрати заліза при випаровуванні Δm_{ev} , кг/т	$\Delta m_{ev} = m_{ev}^* \tau_h / M$, де τ_h – тривалість періоду нагріву, годин; M – маса плавки (120 т)

Виділення теплоти конденсації створює термічне навантаження на БЕ в рідкий період плавки, при відносно вільному у відсутності в печі скрапу русі пари під дією розрідження, створюваного димососом. Випаровування заліза

відбувається на поверхні лунки електродинамічного заглиблення, в плямі дуги діаметром d_a , яка контактує з ванною, що переміщується (рис. 4.16).

Паралельно з випаровуванням заліза відбувається дисипація енергії дугового розряду шляхом конвективного перенесення теплоти від гарячої плями в об'єм ванни, що знижує швидкість випаровування. Процес описується (2.17) і визначається перепадом температури, в'язкістю і швидкістю циркуляції рідкого розплаву u_{av} . Оцінку u_{av} в сталеплавильній ванні виконували по (2.11).

По результуючій швидкості випаровування m_{ev}^* і теплоті випаровування заліза L_{ev} знаходили щільність теплового потоку конденсації на поверхні робочого простору ДСП. Розрахований q_{cond} порівнювали зі щільністю теплового потоку випромінювання в зоні газівідвідного патрубка q_{rad} при варіюванні геометрії ванни D_b / H_b і витрати інертного газу Q_0 . Результати аналізу для 120-т ДСП наведені на рис. 4.17б.

Згідно з розрахунками, втрати заліза при випаровуванні, за умов характерної тривалості періоду нагріву 15 хвилин, в стандартній ванні становлять 1130 кг, що відповідає даним [51,62,63]. При розрахунку конденсаційної складової теплового навантаження на ВЕ, брали до уваги, орієнтуючись на дані табл. 1.2, що частина парів заліза Δm_{dust} виноситься з печі у вигляді плавильного пилу в кількості: $\Delta m_{dust} = 225 \text{ м}^3/\text{т} \times 0,025 \text{ кг}/\text{м}^3 \times 120 \text{ т} = 675 \text{ кг}$. У ДСП високої потужності конденсаційна складова сягає 16–19 % променевої складової (рис. 4.17б). За умов «глибокої» ванни, а також при збільшенні витрати газу Q_0 , спостерігається зниження втрат заліза випаровуванням на 10–12 % за рахунок скорочення тривалості періоду нагріву (Розділ 3) і зростання коефіцієнту тепловіддачі α_m від плям дуг в ванну завдяки збільшенню швидкості циркуляції ванни u_{av} (табл. 4.6, рис. 4.17в).

4.7.3 Порядок розрахунку ВЕ

Схема, що відображає принцип і умови розрахунку, наведена на рис. 4.16.

1. Визначення щільності теплового потоку до води. Щільність теплового потоку випромінювання, з урахуванням специфіки теплосприйняття трубчастої поверхні, розраховують згідно (4.9–4.12) і методикою, викладеною вище. Для окремих ВЕ, зокрема, газовідвідного патрубку, додатково враховується конвективна q_g і конденсаційна q_{cond} складові щільності теплового потоку. Діюча величина параметра дорівнює: $q = q_{\text{rad}} + q_g + q_{\text{cond}}$.

2. Обґрунтування параметрів труби ВЕ. Полягає у виборі матеріалу труби, діаметру d і товщини стінки b по еквівалентним термічним напруженням, що виникають при проходженні розрахункового теплового потоку q через стінку до води.

3. Розрахунок швидкості води. Швидкість води u , відповідно, її витрата мають забезпечити поглинання визначеної щільності теплового потоку. Згідно з [105], швидкість охолоджуючої рідини u_w визначається з критеріального рівняння тепловіддачі від стінки труби до води:

$$\text{Nu} = 0,021 \cdot \text{Re}^{0,8} \cdot \text{Pr}_w^{0,43} \quad (4.22),$$

де $\text{Nu} = \alpha_w (d - 2b) / \lambda_w$ – число Нуссельта; α_w – коефіцієнт тепловіддачі стінка-вода, Вт/(м²К); $\text{Re} = [u_w (d - 2b)] / \nu_w$ – число Рейнольдса; $\text{Pr}_w = (\rho_w C_w \nu_w) / \lambda_w$ – число Прандтля; $\rho_w, C_w, \nu_w, \lambda_w$ – щільність, кг/м³, теплоємність, Дж/(кгК), коефіцієнти кінематичної в'язкості, м²/с і теплопровідності, Вт/(мК) води, відповідно; d, b – діаметр і товщина стінки труби, м, відповідно.

Рішення (4.22) з урахуванням рівняння конвективної тепловіддачі Ньютона $\alpha_w = q / (t_{\text{wall}} - \bar{t}_w)$, де $t_{\text{wall}}, \bar{t}_w = (t_2 - t_1) / 2$ – температура охолоджуваної стінки труби і середня температура води в панелі, °С, відповідно, призводить до наступного виразу для швидкості води в каналі охолодження:

$$u_w = \text{root}[[\alpha_w [(d - 2b) / \lambda_w] - 0,021 [u_w (d - 2b) / \nu_w]^{0,8} \text{Pr}_w^{0,43}], u_w], \text{ м/с} \quad (4.23)$$

Температуру t_{wall} приймають ≤ 75 °C за умов запобігання локального пароутворення і випадання солей жорсткості [245].

4. Розрахунок допустимої довжини контуру охолодження. Проводиться на підставі теплового балансу контуру довжиною L_k , з урахуванням теплосприймаючої частини β_t зовнішньої поверхні труби за умов, що температура води на виході з контуру t_2 не перевищує температуру випадання солей жорсткості (50–55 °C).

$$q\beta_t\pi dL_k = u_w\rho_w C_w(t_2 - t_1)\pi(d - 2b)^2 / 4 \quad (4.24)$$

5. Розрахунок втрат тиску в контурі. Виконується за умов, що тиск води в цеховій магістралі p_w має перевищувати втрати тиску Δp_{loss} (з певним запасом) в контурі. Якщо $p_w \leq \Delta p_{\text{loss}}$, слід зменшити довжину L_k і перерахувати кількість контурів.

$$\Delta p_{\text{loss}} = (\rho_w u_w^2 / 2)[(L_k / (d - 2b))\lambda_{\text{fr}} + \sum_{i=1}^n \xi_i] + \rho_w g \Delta z \quad (4.25),$$

де $\lambda_{\text{fr}}, \xi_i$ – коефіцієнти тертя і місцевих опорів; g – прискорення сили тяжіння, м/с²; Δz – перевищення вертикальної координати вихідного перетину контуру щодо вхідного, м.

Висновки

1. На основі розвитку теорії теплообміну в робочому просторі ДСП розроблені енергоефективні ВЕ з просторовою структурою: зі зміщеними осями труб, дворядні, однорядні з нещільною трубчастою структурою, кесонні з трубним захистом. Розробки, завдяки використанню теплоізоляційних і теплоакумуючих властивостей гарнісажу, забезпечують зниження втрат теплоти з водою на 20–35 % в порівнянні з традиційними ВЕ.

2. Розроблено математичну модель і проведено оцінки енергоспоживання дугової печі ливарного класу з урахуванням теплообміну в період роботи і простою, геометрії ванни, попереднього завантаження скрапу і відносної площі ВЕ.

Показано, що за умов тривалості простоїв більше 15–20 годин на добу енергоефективним є застосування комбінованих ВЕ з просторовою структурою в місцях критичної стійкості футерівки. Їх ефективність досягається при відносній площі ВЕ зводу 15–20 % за умов відносної площі ВЕ стін 40 %, і полягає в економії вогнетривів. Попереднє завантаження скрапу та «глибока» ванна сприяють підвищенню енергоефективності ДСП за рахунок зменшення порога тривалості простоїв, або збільшення відносної площі ВЕ при незмінній частці простоїв.

3. Чисельними дослідженнями теплообміну випромінюванням встановлено, що в робочому просторі ДСП на трубчастій поверхні ВЕ діючі величини теплових потоків, що визначають термічні напруги й стійкість ВЕ, на 12–55 % перевищують значення для плоскої поверхні.

5. Удосконалено інженерну методику розрахунку ВЕ з урахуванням специфіки сприйняття випромінювання трубчастою поверхнею, а також конвективної і конденсаційної складових щільності результуючого теплового потоку, які складають в сумі 31–37 % променевої складової.

5. На основі інженерної методики розрахунку ВЕ обґрунтовано умови заміни мідної труби еркерної панелі ДСП сталевою, які полягають у зменшенні товщини стінки з 10 до 6–8 мм та уникненні карбонатних відкладень товщиною більш, ніж 1–2 мм на охолоджуваній поверхні. Встановлено, що температура зовнішньої поверхні панелі в зоні обслуговування при заміні труби не перевищує 80–100 °С, а при наявності карбонатних відкладень понад 2 мм температура поверхні мідної і сталевої панелей перевищує допустиму величину 200 °С.

6. Показано, що в умовах «глибокої» ванни підвищення інтенсивності перемішування сприяє зниженню конденсаційної складової теплового навантаження на ВЕ і втрат заліза при випаровуванні на 10–12 % за рахунок більш ефективного засвоєння ванною енергії дугового розряду.

Основні положення Розділу 4 опубліковано в [102], [193], [229], [230], [232–236], [238], [243], [244].

5. РОЗРОБКА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОЇ СИСТЕМИ АСПІРАЦІЇ ДСП НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕНЬ ГІДРОМЕХАНІКИ ПИЛОГАЗОВОГО СЕРЕДОВИЩА В РОБОЧОМУ ПРОСТОРІ

Схема, що відображає послідовність і методику досліджень Розділу 5, приведена на рис. 5.1.



Рис. 5.1– Структура і зміст Розділу 5.

5.1 Характеристика нових концептуальних рішень системи аспірації

Традиційна система аспірації ДСП, за принципом відбору ПГС, є локальною (рис. 5.2а) і здійснюється через канал газовідвідного патрубку 1 з

обмеженою площею перерізу на периферії зводу. При цьому газодинаміка робочого простору характеризується підвищеною середньою швидкістю пилогазових потоків, що веде до зростання неорганізованих викидів ПГС, припливу повітря в піч, втрат теплоти і заліза з плавильним пилом [246].

Запропоновано нові концептуальні рішення по газовидаленню: системи розосередженої (рис. 5.2б) і розподіленої (рис. 5.2в) аспірації. У них реалізовані принципи наближення витяжного газоходу до області електродних кільцевих зазорів і збільшення аспіраційної поверхні завдяки її розосередженню і розподілу [101,206,246–252]. З цією метою в зводі 2 в області проходу в піч електродів 3 виконана верхня камера 4 з горизонтальним газовідвідним патрубком 5.

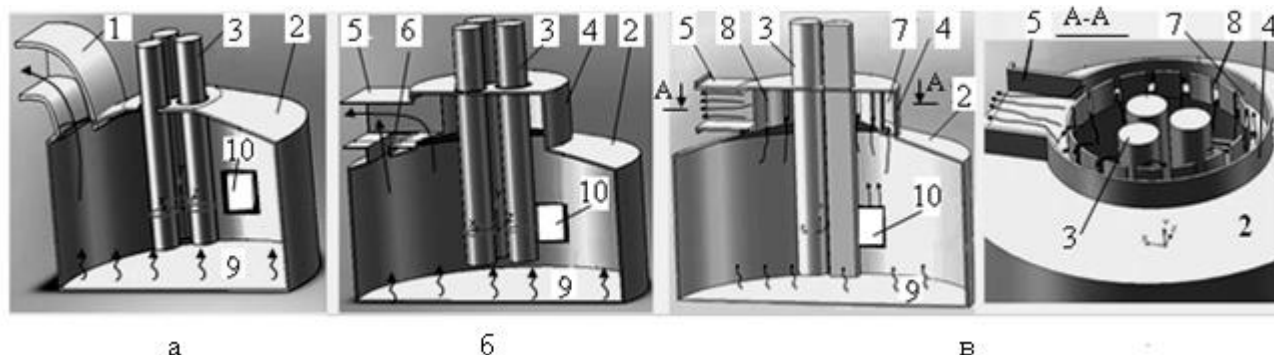


Рис. 5.2– Схеми традиційної системи аспірації (а) і запропонованих систем розосередженої (б) і розподіленої (в) аспірації. Позначення – в тексті.

В системі розосередженої аспірації [101,247,248,250,252,253] газовідвідний патрубок 5 з'єднано каналом 6 із периферією підзводового простору, що дозволяє в певній мірі реалізувати вищезазначені принципи газовидалення при мінімальних конструктивних змінах печі.

Система розподіленої аспірації [27,101,206,251,254,255] є концептуальним рішенням, в якому вищевказані принципи газовидалення реалізують найбільш ефективно. У ньому верхня камера забезпечена кільцевим витяжним газоходом 7 зі змінною по напівпериметру (з огляду на симетрію газових потоків) шириною аспіраційних щілин 8. З умови забезпечення рівномірного притоку ПГС по периметру кільцевого газоходу, площу щілин збільшують за певним законом у

міру зростання кутового положення щілини ($0-180^\circ$) щодо поздовжньої осі газовідвідного патрубку в напрямку газовидалення.

Реалізація нових концептуальних рішень системи аспірації спрямована на підвищення енергоефективності ДСП за рахунок: зниження середнього рівня швидкості газового потоку в робочому просторі і фізичної можливості, відповідно до рівняння (2.31), винесення ним плавильного пилю з ванни 9; локалізації неорганізованих викидів ПГС в електродні зазори; зменшення припливу повітря через робоче вікно 10.

5.2 Адаптація теорії витяжних газоходів до математичної моделі системи аспірації ДСП

На основі теорії вентиляції [207] побудована математична модель витяжного газоходу системи розподіленої аспірації ДСП [246]. Спочатку розглянемо лінійний витяжний газохід (рис. 5.3) з каналом постійного поперечного перерізу S , довжиною L , шириною a і висотою h . На бічній поверхні пристрою розташовано N поперечних щілин на однаковій відстані між осями. Правий торець газоходу заглушено, а через лівий відкачується повітря, загальна витрата якого - Q , а швидкість - u . Ширина щілин зменшується до вихідного перерізу, через який відкачується повітря. Ділянка газоходу між осями двох сусідніх щілин є секцією.

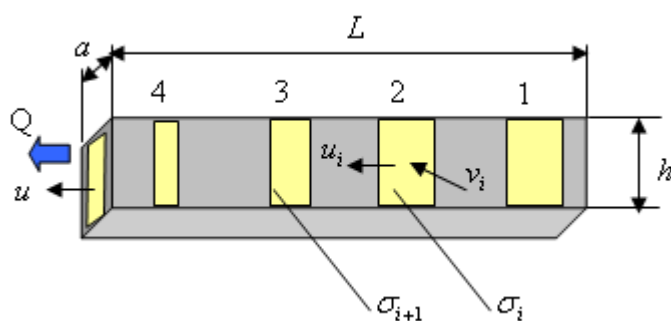


Рис. 5.3—Розрахункова модель лінійного витяжного газоходу рівномірного притоку.
1,2,3,4 — номери щілин.
Позначення — в тексті

Необхідно знайти площі щілин σ_i , при яких приток повітря в усі щілини по довжині витяжного пристрою буде рівномірним. Надалі отримане рішення можна застосувати до практично реалізованого кільцевого витяжного газоходу системи розподіленої аспірації ДСП.

При вирішенні завдання приймаються такі припущення: течія є плоскою (це можливо за наявності $L \gg h \gg a$); поля швидкостей і тисків в поперечних перерізах газоходу рівномірні; щільність, температура середовища, коефіцієнти витрати і опору тертя по довжині газоходу постійні.

При рівномірному надходженні витрата повітря через одну щілину складе $q = Q/N$, $\text{м}^3/\text{с}$. Витрата повітря через поперечний переріз пристрою за щілиною i буде:

$$Q_i = u_i S = i q \quad (5.1),$$

де u_i – середня поздовжня швидкість в газоході посередині між осями щілин $+ \text{м}/\text{с}$; $S = a \cdot h$ – площа поперечного перерізу газоходу, м^2 .

Об'єм газу, що надходить через щілину i , дорівнює $q_i = q = v_i \sigma_i$, $\text{м}^3/\text{с}$, де v_i – середня швидкість притоку газу в щілини, $\text{м}/\text{с}$, яка залежить від розрідження в газоході і пов'язана зі статичним тиском p_i в секції рівнянням Бернуллі

$$p_i = p_a - \rho v_i^2 / 2\mu^2, \text{Па} \quad (5.2),$$

де μ – коефіцієнт витрати витяжного газоходу; ρ – щільність газу, $\text{кг}/\text{м}^3$; p_a – тиск зовні газоходу (зазвичай це атмосферний тиск), Па .

Коефіцієнт витрати витяжного газоходу μ залежить від числа Рейнольдса і визначається емпіричною залежністю [207]: $\mu = A_1 + A_2 / \sqrt{\text{Re}}$, де A_1, A_2 – сталі величини. При $\text{Re} \approx 10^5$ $A_1 = 0,585$; $A_2 = 0,89$ [207].

Площу щілини σ_i в рамках теорії вентиляції знаходять з рівняння Бернуллі (балансу енергії), яке для поперечних перерізів витяжного газоходу, що проходять через осі щілин i та $i+1$, має вигляд:

$$p_i + \frac{\rho u_i^2}{2} = p_{i+1} + \frac{\rho u_{i+1}^2}{2} + \delta p_{1-2}, \text{ Па} \quad (5.3),$$

в якому втрати тиску на тертя при русі середовища між щілинами 1, 2 витяжного газоходу δp_{1-2} визначаються за формулою:

$$\delta p_{1-2} = \frac{\lambda S_1}{4S} \frac{\rho u_i^2}{2}, \text{ Па} \quad (5.4),$$

де $S_1 = 2(a + h)L/N$ – площа бокової поверхні секції; λ – коефіцієнт опору тертя.

Коефіцієнт опору тертя λ , що характеризує профіль швидкості в каналі газоходу, в разі турбулентної течії при $Re > 10^5$ визначається емпіричною залежністю Нікурадзе [112]: $\lambda = 0,0032 + 0,221/Re^{0,237}$.

Підставивши значення середньої поздовжньої швидкості u_i з (5.1), отримаємо:

$$\delta p_{1-2} = \frac{\lambda S_1}{8S^3} \rho (iq)^2, \text{ Па} \quad (5.5)$$

З рівняння Бернуллі (5.3) після перетворень з використанням виразів (5.1), (5.2) і (5.5) виходить наступне рекурентне співвідношення для визначення площі щілин [246,250,252]:

$$\sigma_{i+1} = \frac{\sigma_i}{\sqrt{1 + \frac{\mu^2 \sigma_i^2}{S^2} \left(2i + 1 + \frac{\lambda \cdot i^2 \cdot S_1}{4S} \right)}}. \quad (5.6)$$

На рис. 5.4 схематично представлена розрахункова модель кільцевого витяжного газоходу рівномірного всмоктування, як елемента системи розподіленої аспірації ДСП [246,252]. Кільцевий газохід 1 має постійний поперечний переріз,

висоту h , зовнішній радіус R_1 і внутрішній радіус R_2 . До нього приєднаний газовідвідний патрубок 2. По внутрішній поверхні пристрою розташовані щілини 3, через які відбувається приплив і видалення ПГС під дією розрідження, створюваного димососом. З огляду на симетрію пристрою щодо поздовжньої осі патрубку, розглядаємо півкільце, обмежене з боку газовідвідного патрубку перерізом В, де відбувається злиття потоків, а з протилежного боку – перерізом А, де потоки поділяються. Всередині кільцевого газоходу рух газу відбувається двома зустрічними потоками по кожному півкільцю, в якому розташоване N щілин.

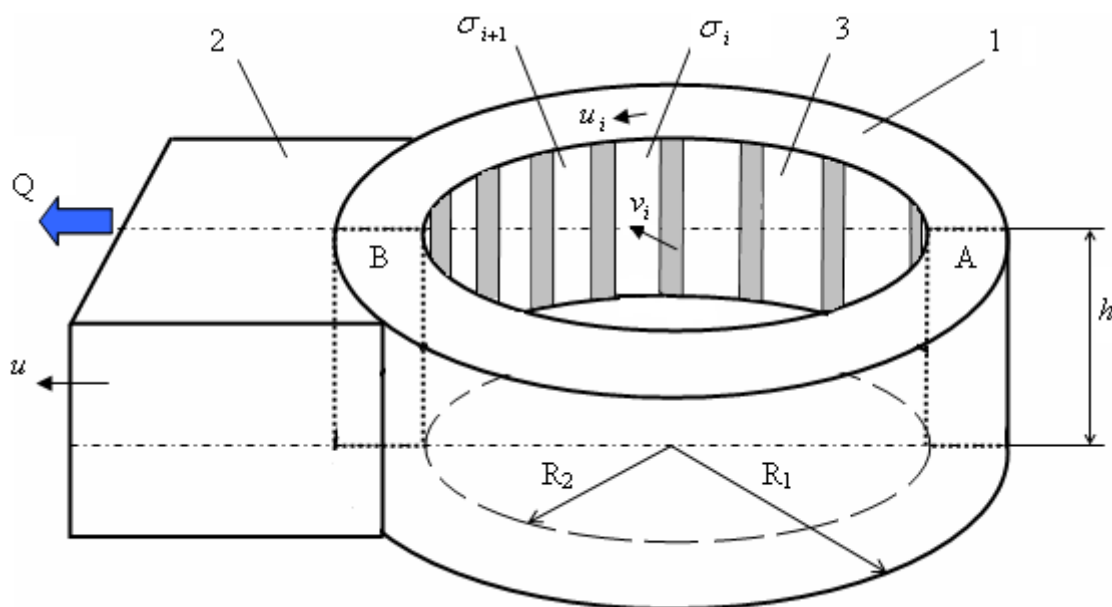


Рис. 5.4–Розрахункова модель кільцевого витяжного газоходу постійного рівномірного притоку. Позначення – в тексті

Завдання інженерної методики розрахунку витяжного газоходу полягає у визначенні площі кожної з щілин в залежності від кутового положення щілини щодо місця стикування газоходу і патрубку, щоб приплив газового середовища з робочого простору печі через кожну щілину був однаковим. Рекурентне співвідношення для визначення площі щілин півкільця газоходу отримано аналогічно (5.6) з урахуванням місцевого опору ζ_α [211], пов'язаного з поворотом потоку на кут α :

$$\sigma_{i+1} = \frac{\sigma_i}{\sqrt{1 + \frac{\mu^2 \sigma_i^2}{S^2} \left(2i + 1 + i^2 \left(\frac{\lambda S_1}{4S} + \zeta_a \right) \right)}} \quad (5.7)$$

Адекватність математичної моделі витяжного газоходу була перевірена методами фізичного та чисельного моделювання.

У подальших дослідженнях впливу системи аспірації на показники енергоефективності ДСП використовували метод чисельного моделювання в пакеті прикладних програм, перевагою якого перед фізичною моделлю є можливість роботи без обмежень лінійного масштабу.

5.3 Фізичне моделювання витяжного газоходу

5.3.1 Фізична модель і організація експерименту

Від властивостей робочого газу залежать результати експериментальних досліджень. Основні теплофізичні характеристики компонентів ПГС (табл. 1.2), за даними [211], наведені в табл. 5.1. Згідно з цими даними, в якості робочого газу для моделювання можна прийняти повітря, оскільки його характеристики в робочих умовах близькі до газової суміші, що видаляється з ДСП.

Таблиця 5.1

Основні теплофізичні властивості технологічних газів ДСП при 0 °С (над рисою) і 1000 °С (під рисою)

Теплофізичні параметри компонентів газової суміші	Компоненти газової суміші на виході з ДСП					Середньозважена величина параметра		Параметр для повітря
	CO	CO ₂	N ₂	O ₂	H ₂ O	в період плавлення	в період нагріву	
Щільність, кг/м ³	<u>1,25</u> 0,27	<u>1,98</u> 0,42	<u>1,25</u> 0,27	<u>1,43</u> 0,31	<u>0,59</u> 0,17	<u>1,29</u> 0,28	<u>1,34</u> 0,29	<u>1,29</u> 0,28
Теплоємність, кДж/(кг·К)	<u>1,04</u> 1,23	<u>0,81</u> 1,20	<u>1,11</u> 0,20	<u>0,91</u> 1,12	<u>2,10</u> 2,48	<u>1,11</u> 1,30	<u>0,88</u> 1,15	<u>1,00</u> 1,19
Кінематична в'язкість, 10 ⁶ м ² /с	<u>13,3</u> 180	<u>7,10</u> 116	<u>13,3</u> 177	<u>13,6</u> 184	<u>19,4</u> 204	<u>12,4</u> 163	<u>11,3</u> 156	<u>13,3</u> 178

Модель лінійного витяжного газоходу (рис. 5.3) виконана розмірами $1 \times 0,25 \times 0,05$ м і має чотири щілини, площа яких зменшується, відповідно до (5.6), до торця, через який з постійною витратою відкачується повітря. Інший торець газоходу заглушено. Розміри моделі, відповідно до теорії подібності, дозволяють розглядати її як елемент системи аспірації ДСП.

На рис. 5.5 показана схема проведення експерименту [246]. Витяжний газохід 1 за допомогою профільованого сопла 2 сполучається з вентилятором 3. На прямій ділянці труби встановлена діафрагма 4, за допомогою якої вимірюють перепад тиску і розраховують витрату повітря за формулою:

$$Q = (\pi d^2 / 4) \mu_d \epsilon \sqrt{2 \Delta p / \rho}, \text{ м}^3/\text{с} \quad (5.8),$$

де d – діаметр діафрагми, м; μ_d – коефіцієнт витрати діафрагми; ϵ – коефіцієнт адіабатичного розширення потоку; Δp – перепад тиску, Па; ρ – щільність повітря, кг/м³.

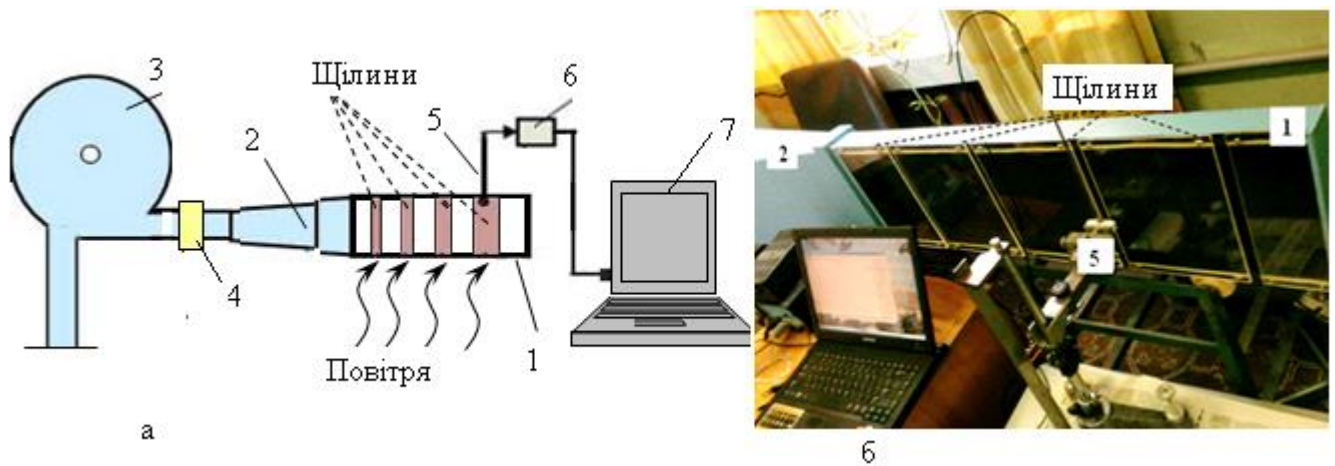


Рис. 5.5—Схема (а) і загальний вид (б) експериментальної установки.
Позначення □ в тексті.

Розрідження, що створюється вентилятором $\Delta p = 200$ Па, встановлювали, щоб забезпечити швидкість в витяжному газоході $15\text{--}20$ м/с (табл. 2.2) Швидкість повітря в щілинах v_i вимірювали термоанемометром 5, положення

якого фіксували координатною системою. Сигнали від вимірювальних пристроїв після обробки аналого-цифровим перетворювачем 6 надходять на комп'ютер 7.

Використовували термоанемометр «EPCOS G550» с термістором в якості чутливого елементу. Прилад розроблений в СКТБ «Турбулентність» ДонНУ (м. Донецьк) для вимірювання витрати газу по ГОСТ 8.361-79. Термістор являє собою циліндр з кульовою вершиною діаметром 2 мм, виконаною з напівпровідникового елемента і покритою шаром скла.

Тарировку термоанемометра проводили на аеродинамічному стенді (рис. 5.6а). В якості еталона була атестована трубка Піто-Прандтля. Одночасно вимірювали швидкість потоку та його температуру, яка враховувалась при визначенні щільності і в'язкості повітря.

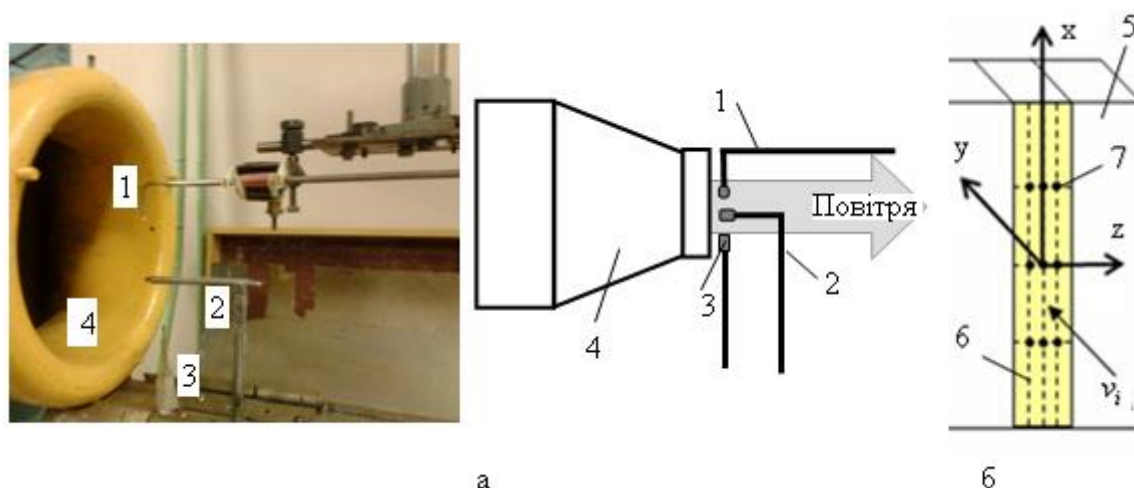


Рис. 5.6 – Тарировка чутливого елемента термоанемометру (а) і схема вимірювання швидкості притоку повітря (б). 1 – термоанемометр, 2 – трубка Піто-Прандтля, 3 – термометр, 4 – аеродинамічна труба, 5 –газохід, 6 – аспіраційна щілина, 7 – контрольні точки.

В процесі тарировки було встановлено, що показання термоанемометра істотно залежать від його орієнтації в газовому потоці, і правильним є положення датчика перпендикулярно потоку. При такому положенні датчика його показання практично не залежать від кута нахилу в межах 40–45° щодо напрямлення потоку.

Вимірювання швидкості було виконано в контрольних подібних точках (рис. 5.6б) в кожній з щілин. За цими даними розраховували середні значення швидкості v_i і витрати повітря q_i в кожній щілині.

Похибки вимірювань розраховували за стандартною методикою. За формулою

$$\langle v \rangle = \sum_{i=1}^n v_i / n$$

визначали середнє значення швидкості в контрольній точці, де v_i –

значення швидкості при i -тому вимірі, n – кількість вимірювань (п'ять). Похибка

вимірювань швидкості $\sigma_v = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}$ складалася з приладової похибки σ_1 і середньоквадратичної похибки вимірювань (випадкової похибки)

$$\sigma_2 = \sqrt{\sum_{i=1}^n (\langle v \rangle - v_i)^2 / n(n-1)}.$$

Приладову похибку визначали по паспорту приладу і результатам тарировки термоанемометра при порівнянні його показань з показаннями трубки Піто-Прандля, похибка якої в робочому діапазоні швидкості була 1 %. Ці оцінки дали величину відносної приладової похибки 2 %. Відносна похибка вимірювань швидкості газу в контрольних точках склала в середньому 3,5 %.

Аналіз результатів вимірювання поля швидкостей дозволяє судити про характер руху повітря в газоході. Як правило, швидкість у центральній точці щілини трохи більше швидкості в оточуючих її точках, однак, ця різниця знаходиться в межах 10 %. У напрямку вздовж щілини швидкість повітря незначно зменшується при видаленні від центру щілини. Профіль швидкості в цьому напрямку практично плоский і симетричний щодо середини. Незначна зміна швидкості потоку уздовж щілини говорить про те, що потік в газоході плоский і просторовим характером руху можна знехтувати.

Вимірювання в точках, розташованих в поперечному перерізі щілини, показали збільшення значень швидкості при наближенні до лівого краю щілини, тобто, відбувається загибання ліній струму в напрямку загального потоку в газоході. Профіль швидкості в поперечному напрямку виходить перекошений. Різниця значень швидкостей поблизу лівої і правої меж щілин становить від 10–25 %.

Вимірювання швидкості в контрольних точках всередині газоходу показало зменшення значень швидкості для всіх щілин, крім першої, яка розташована недалеко від заглушеного торця. Це пов'язано з тим, що струмінь повітря, що надходить через щілину, зливається з основним потоком всередині газоходу і відхиляється в напрямку руху потоку, що видно при візуалізації потоку димом і при чисельному моделюванні, описаному нижче.

Для отримання середньої швидкості повітря на вході в кожну щілину необхідно побудувати криві розподілу швидкості у всіх горизонтальних перерізах щілини, проходячи датчиком уздовж щілини і назад. Вимірювання в пристінкових областях виявилось неможливим, тому що чутливий елемент датчика співмірний за розмірами з товщиною пограничного шару. Проте, статистика дозволяє оцінити середню швидкість $v_{i_{av}}$ в i -той щілини як середнє арифметичне швидкостей,

виміряних в контрольних точках $v_{i_{av}} = \sum_{k=1}^{N_k} v_i^k / N_k$, м/с, де N_k – кількість контрольних точок, v_i^k – швидкість в контрольній точці, м/с.

Середню витрату повітря в кожній щілині можна отримати, знаючи середню швидкість і площі щілин σ_i , м² по формулі:

$$q_{i_{av}} = v_{i_{av}} \cdot \sigma_i = \mu \cdot v_{i_{av}} \cdot \sigma_i, \text{ м}^3/\text{с} \quad (5.9)$$

5.3.2 Результати експерименту

У табл. 5.2 наведені параметри щілин, усереднені швидкості, виміряні в чотирьох щілинах витяжного газоходу, і значення притоку повітря через кожну щілину. Ці показники порівняно з даними аналітичного розрахунку.

Наведені дані показують, що експериментальні результати відрізняються від отриманих розрахунковим шляхом не більше ніж на 11 %.

В цілому результати експериментів підтвердили адекватність математичної моделі витяжного газоходу.

Таблиця 5.2

Порівняння експериментальних і розрахункових даних за швидкостями і витратами повітря в моделі витяжного газоходу

Номер щілини	Ширина щілини, мм	Площа щілини σ_i , м ²	Експериментальні дані для кожної щілини		Розрахункові дані для кожної щілини	
			Середня швидкість, м/с	Середня витрата, м ³ /с	Середня швидкість, м/с	Середня витрата, м ³ /с
1	20	0,0050	6,58	0,033	6,87	0,034
2	18	0,0045	7,04	0,032	7,41	0,034
3	16	0,0040	8,79	0,037	8,26	0,034
4	14	0,0035	10,36	0,038	9,35	0,034

Проведена візуалізація повітряного потоку в газоході за допомогою диму через прозору секцію з оргскла (рис. 5.7). Білий густий дим подавали в щілину з металевої трубки діаметром 5 мм. У нижньому кутку газоходу для наочності розміщена декартова система координат, зображена стрілками.

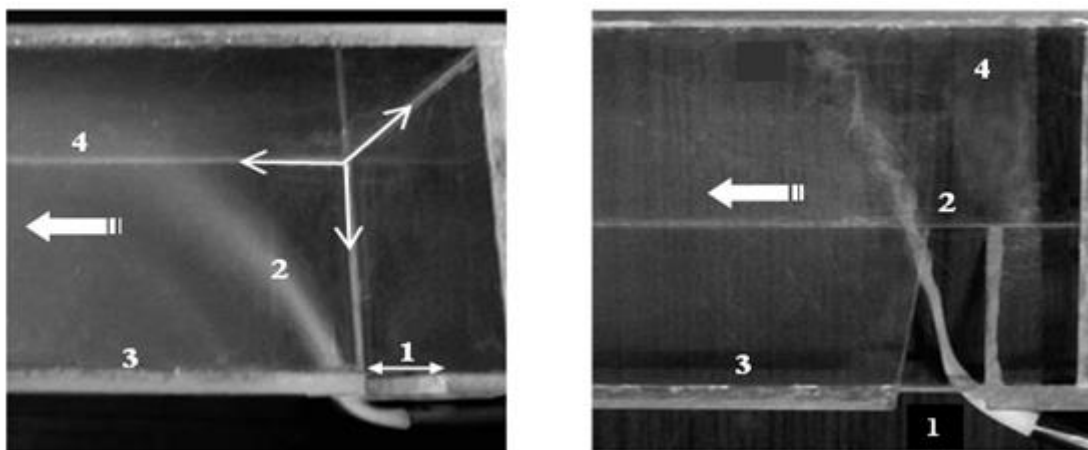


Рис. 5.7– Візуалізація всмоктування повітря в щілину витяжного пристрою. 1 – щілина, 2 –струмінь, 3 і 4 – передня і задня стінки.

Швидкість на вході в центрі щілини, виміряна анемометром, становить 8 м/с. Струмінь огинає лівий (по ходу потоку) край щілини і практично досягає задньої стінки газоходу. Від входу в щілину і до середини газоходу струмінь має чітко виражені границі (ядро). У міру наближення до задньої стінки відбувається розмивання струменя. В цілому за результатами експерименту можна судити про симетричність потоку щодо середньої лінії газоходу та можливості розгляду двовимірної задачі, де досліджуване поле швидкостей лежить в горизонтальній площині по середній лінії газоходу перпендикулярно вихідному перерізу. Таке наближення дозволить спростити чисельне моделювання витяжного газоходу.

5.4 Чисельне моделювання лінійного витяжного газоходу

Для моделювання використовували пакет прикладних програм «CosmosFloWorks» [256], який базується на оболочці «SolidWorks». У цьому пакеті дискретизація диференціальних рівнянь виконується методом кінцевих об'ємів. Диференціальні рівняння руху в дивергентній формі, проінтегровані за об'ємом і поверхнею ячейки, мають вигляд:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V U dV + \oint_S Q dS = \int_V G dV \quad (5.10),$$

де U – вектор фізичних змінних; V – об'єм ячейки; Q – потоки середовищ; S – площа поверхні (граней) ячейки; G – масові сили.

Інтегрування рівнянь руху, записаних в дивергентній (консервативній) формі автоматично призводить до виконання законів збереження в дискретній формі, що робить метод кінцевих об'ємів консервативним.

«CosmosFloWorks» можна використовувати для моделювання стаціонарних і нестаціонарних гідродинамічних задач, таких як ламінарні, турбулентні та

перехідні течії; рух нестисливих і стислених рідин, включаючи дозвуковий, звуковий і надзвуковий режими; теплоперенос між рідинами і твердими тілами.

5.4.1 Рішення тестового завдання для перевірки пакету програм

У витяжному газоході течію на вході можна розглядати як турбулентний затоплений струмінь. Проведено чисельне моделювання такого струменя і порівняння отриманих полів і профілів швидкостей з відомими дослідженнями.

Моделювали повітряний струмінь з параметрами: u_0 – початкова швидкість, прийнята 15–20 м/с, як характерна для ДСП (табл. 2.4); щільність і коефіцієнт динамічної в'язкості повітря взяті при нормальних умовах. Геометричні розміри: ширина вхідного отвору 0,015 м; розміри розрахункової області 0,3 x 0,15 м. Гідродинамічні параметри підбиралися узгоджено з параметрами теоретичного дослідження [257]. Розміри розрахункової області обиралися з умови, щоб її кордони не впливали на параметри течії в струмені.

Завдання вирішували при наступних граничних умовах, показаних на рис. 5.8: b1 - вхід в розрахункову область, де задана початкова швидкість струменя або масова витрата повітря; b2 - стінка, на якій діє умова непротікання для нормальної складової швидкості і умова прилипання для дотичної складової; b3 - вихід, де середовище залишає розрахункову область.

Розрахункове поле швидкостей [246] наведено на рис. 5.8а. Аналіз його представлено на рис. 5.8б у вигляді безрозмірних профілів швидкості для порівняння результатів моделювання з теоретичними і експериментальними дослідженнями, описаними в [257]. По осі абсцис відкладено відстань від осі струменя, віднесено до відстані до точки, в якій швидкість дорівнює половині максимальної (y / y^*). По осі ординат відкладена поздовжня швидкість, віднесена до максимальної осьової швидкості ($u / u_{\max}$). Суцільна жирна лінія - чисельне моделювання в «CosmosFloWorks»; суцільна тонка лінія - теоретичний розподіл

(W. Tollmien); пунктирна тонка лінія - теоретичний розподіл (Н. Reichard і Н. Görtler); точки - експеримент Е. Förtmann.

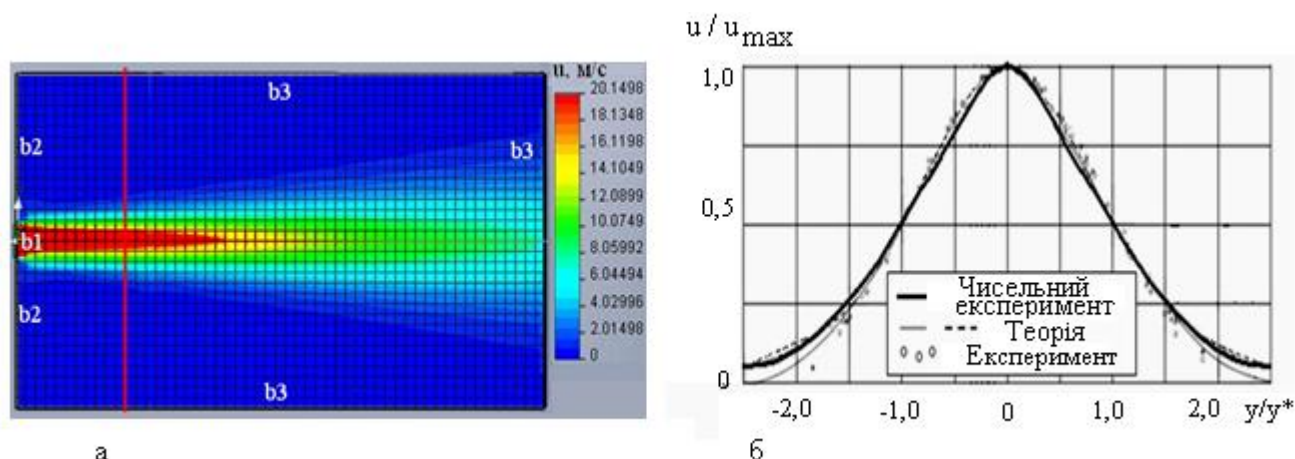


Рис. 5.8—Поле (а) та безрозмірні профілі (б) швидкості плоского турбулентного вільного струменя. Позначення—в тексті.

Збіг результатів розрахунків з теорією і експериментом свідчить про адекватність чисельного моделювання в пакеті «CosmosFloWorks» і можливості його застосування для моделювання газодинамічних процесів, що протікають в системі аспірації дугового печі.

5.4.2 Умови і результати моделювання

У чисельному моделюванні використані керуючі рівняння (2.22–2.25). Гідродинамічна модель руху ПГС заснована на припущеннях: розглядається двовимірна течія, яка є турбулентною (згідно з оцінкою $Re \sim 10^5$); робочим газом є повітря; середовище в'язке і нестисливе; процес ізотермічний; рух відбувається тільки під впливом перепаду тисків; тиск зовні газоходу дорівнює атмосферному; на виході з газоходу створюється задане розрідження.

Граничні умови показані на рис. 5.9а. У вихідному перерізі витяжного газоходу (b2) задається розрідження 200 Па; в перерізі щілин моделі газоходу, куди надходить повітря (b1) - нормальні тиск і температура; на інших поверхнях - реальна шорстка стінка. Для підвищення точності розрахункова сітка

подрібнювалася поблизу щілин і уздовж стінок газоходу. Результати розрахунків у вигляді поля швидкостей наведені на рис. 5.9а.

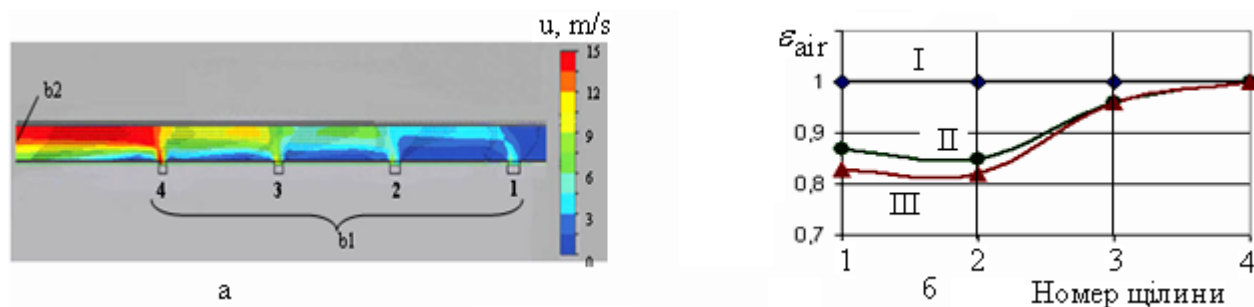


Рис. 5.9—Поле швидкостей (а) і відносний приток повітря ε_{air} (б) в моделі витяжного газоходу. 1,2,3,4—номери щілин. I, II, III—розрахунок, експеримент і чисельне моделювання, відповідно. Позначення —в тексті.

Аналіз результатів розрахунку за формулою (5.6) математичної моделі, експерименту і чисельного розрахунку (рис. 5.9б) показують деякі відхилення величини відносного припливу повітря по щілинах, однак вони не перевищують 15–18 %, що є прийнятним для інженерного розрахунку системи аспірації ДСП.

Відповідність результатів чисельного моделювання, розрахунків по математичній моделі і експерименту вказує на адекватність моделі, ефективність розроблених методик, достовірність чисельних методів, закладених в пакет «CosmosFloWorks». Останнє дозволяє застосовувати даний пакет для моделювання та розрахунку системи газовидалення промислових ДСП.

5.5 Моделювання системи аспірації ДСП «великої» металургії

Чисельне моделювання системи аспірації проводили в пакеті «Cosmos FloWorks» в тривимірній постановці в реальному лінійному масштабі для 120-т ДСП. Такі агрегати складають основу багатьох міні-заводів світу. В рамках даного дослідження були порівняні традиційна система аспірації з коліно-подібним газовідвідним патрубком на периферії зводу (рис. 5.2а) і нові рішення:

система розосередженої аспірації (рис. 5.2б) і система розподіленої аспірації (рис. 2.2в). Загальний вигляд і розміри розрахункових моделей наведені на рис. 5.10.

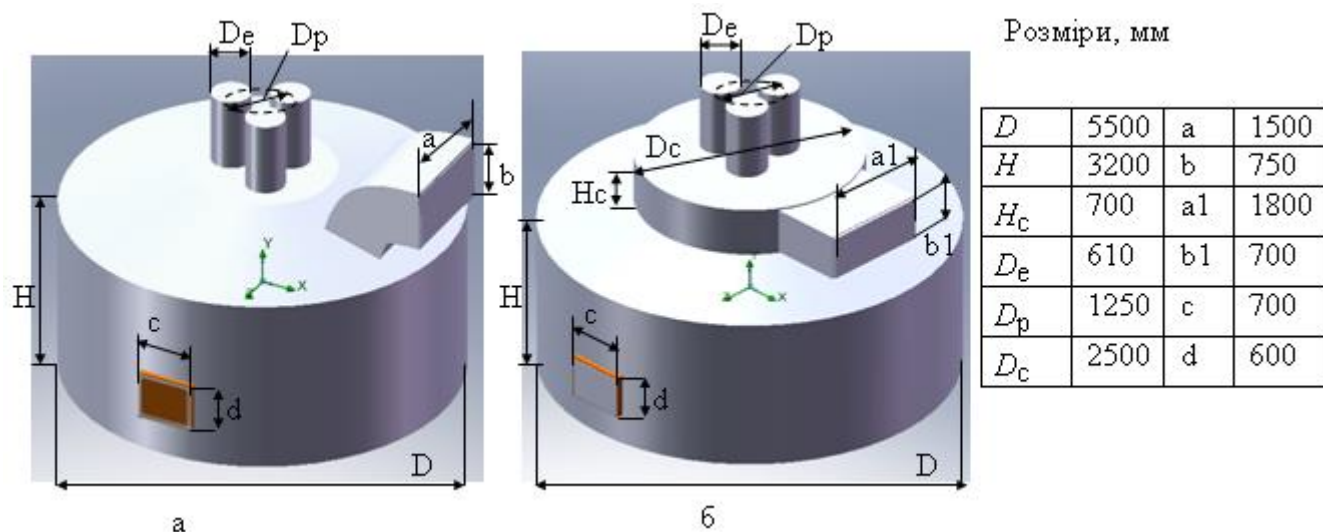


Рис. 5.10—Розрахункові моделі 120-т ДСП з традиційною системою газовидалення (а) і системами розосередженої та розподіленої аспірації (б).

Прийнято допущення: режим турбулентний; процес стаціонарний; склад газу постійний і за теплофізичними параметрами відповідає повітрю; середовище однокомпонентне; рух середовища викликано розрідженням у витяжному газоході; джерела газу в печі - рідка ванна і приток повітря в робоче вікно; теплообмін газу з витяжним газоходом відсутній; щільність і в'язкість газу залежать від температури.

При побудові моделі додатково враховували теплову конвекцію, задавали поле сили тяжіння, вводили умовну камеру над піччю, в яку надходять неорганізовані викиди через електродні зазори, подрібнювали розрахункову сітку в вузьких каналах. Завдання вирішували через опцію «project-vizard». Особливість граничних умов [206,250]. У період плавлення на умовній поверхні дна проплавляємого в шихті «колодязя» діаметром 2,8 м і глибиною до робочого вікна задана інтенсивність газоутворення 4,5 кг/с, температура газу 1823 К і нормальний тиск. Параметри забезпечуються роботою ПКП загальною тепловою потужністю 30 МВт, окисленням вуглецю і органіки шихти. У рідкий період плавки на поверхні ванни задана інтенсивність газоутворення 2,5 кг/с,

температура газу 1873 К і нормальний тиск. Параметри відповідають витраті кисню на НКФ 7000 м³/год. У вихідному перерізі газовідвідного патрубку задано розрідження в межах $\Delta p = 10\text{--}50$ Па і температура газу 1273 К. Ширина кільцевих електродних зазорів $b = 30\text{--}70$ мм.

В результаті розрахунків отримані поля швидкостей, тисків і температур газового потоку в печі. На поле швидкостей накладали потік частинок плавильного пилу (опція «particle study»), що генерується в період плавлення, згідно з розрахунковою моделлю, дном «колодязя», а в рідкий період - поверхнею ванни. Інтенсивність пилоутворення і середній розмір частинок: 0,2 кг/с і 100 мкм та 0,04 кг/с і 10 мкм в період плавлення і в рідкий період плавки, відповідно; щільність частинок 3 г/см³, згідно з даними [3,32,111]. Число умовних частинок пилу для дослідження їх поведінки в робочому просторі печі прийнято 100; їх швидкість і температура «прив'язані» до відповідних параметрів потоку.

Моделювання системи розосередженої аспірації [206,246,255] виконано за умови, що додатковий канал (рис. 5.26) з'єднує газовідвідний патрубок з периферією підзводного простору на середині відрізка радіусу між колами корпусу печі і верхньої камери і має переріз, рівний 0,5 від площі перерізу газовідвідного патрубку. Результати розрахунків поля швидкості з візуалізацією руху ПГС треками частинок плавильного пилу для варіантів традиційної і розосередженої аспірації в період плавлення і період нагріву рідкої ванни наведені на рис. 5.11а і рис. 5.11б, відповідно.

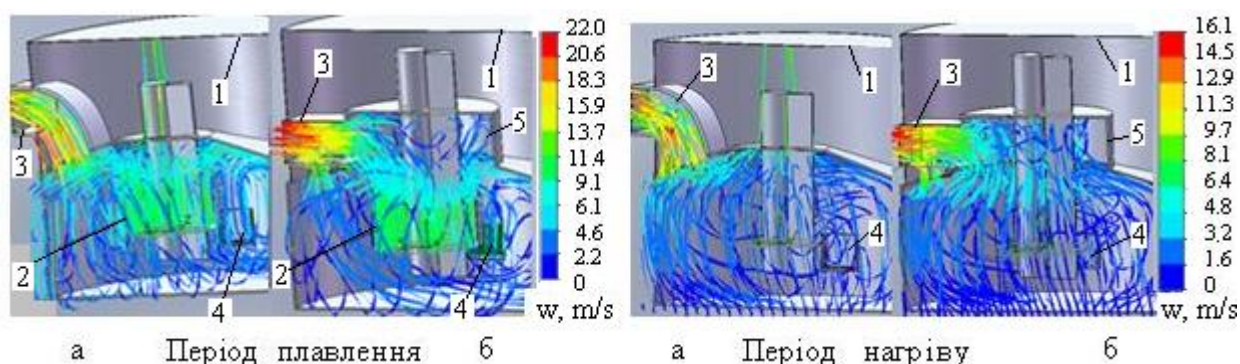


Рис. 5.11–Поля швидкостей ПГС (w) і треків частинок пилу при традиційній (а) і розосередженій (б) аспірації. $\Delta p = 20$ Па, $b = 30$ мм. 1– умовна камера, 2 – «колодязь», 3 –газовідвідний патрубок, 4– робоче вікно, 5– верхня камера.

Загальна картина газодинаміки в робочому просторі печі свідчить про більш ефективну локалізацію неорганізованих викидів при використанні розосередженої системи аспірації, що видно за кількістю треків частинок пилу, що проходять через електродні зазори в простір умовної камери. Результати аналізу інтегральних показників пилогазових потоків для вихідного перерізу газівідвідного патрубку, робочого вікна і поверхні умовної камери над зводом, показані на рис. 5.12–5.14.

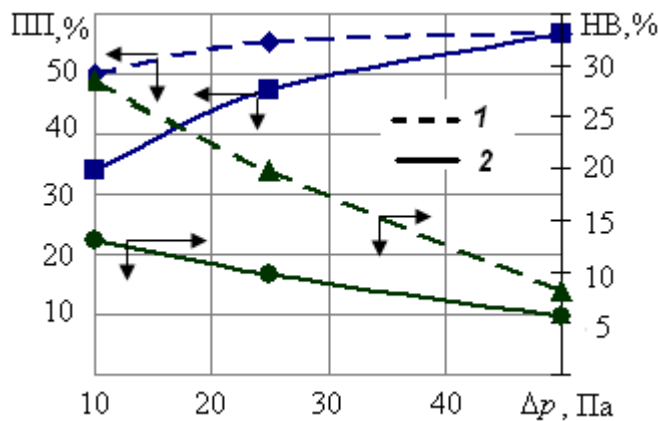


Рис. 5.12—Частка притоку повітря ПП і неорганізованих викидів НВ від організованої емісії ПГС в залежності від розрядження в печі Δp .

Ширина електродних зазорів $b = 40$ мм.
1 — традиційна система аспірації,
2 — система розосередженої аспірації.

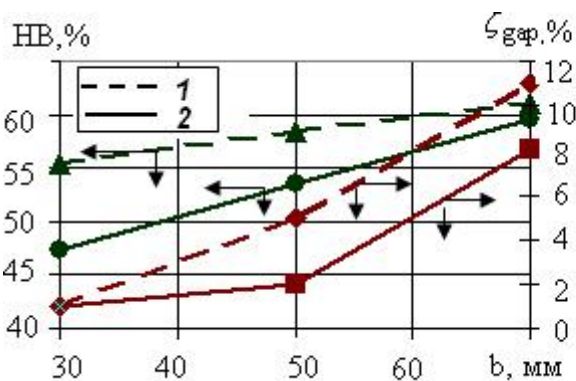


Рис. 5.13—Частка неорганізованих викидів НВ та частка пилу $\zeta_{гф}$ від організованої емісії ПГС в залежності від ширини електродних зазорів b . Розрядження $\Delta p = 20$ Па.

1 — традиційна система аспірації,
2 — система розосередженої аспірації.

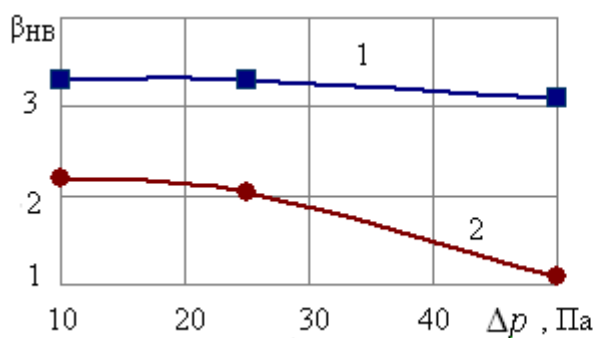


Рис. 5.14— Ступінь зниження неорганізованих викидів $\beta_{НВ}$ при переході з традиційної до розосередженої аспірації в залежності від розрядження в печі Δp .

Ширина електродних зазорів $b = 40$ мм
1 — період плавлення, 2 — період нагріву.

З наведених на рис. 5.12–5.14 залежностей слідує, що відносні величини притоку холодного повітря в піч через робоче вікно, неорганізованих викидів через електродні зазори і виносу плавильного пилю в електродні зазори в системі розосередженої аспірації (при $\Delta p = 30$ Па, $b = 40$ мм) знижуються в середньому на 10, 40 і 30 %, відповідно в порівнянні з традиційною системою газовидалення. У період плавлення, найбільш енергоємний період плавки, переваги системи розосередженої аспірації по локалізації неорганізованих викидів проявляються в більшій мірі, ніж в період нагріву. Переваги зростають у міру зниження розрідження в печі і зменшення електродних зазорів, тобто при прагненні до більш енергоекономних режимів роботи.

Чисельне моделювання системи розподіленої аспірації [250,252] (рис. 5.2в) виконано для 120-т ДСП з параметрами і граничними умовами, прийнятими при моделюванні системи розосередженої аспірації за винятком розрідження в печі, яке задавали дещо більшим ($\Delta p = 50\text{--}75$ Па) у зв'язку з підвищеним гідравлічним опором витяжного газоходу. Розглядали період нагріву рідкої ванни, коли інтенсивність потоку ПГС максимальна. Розрахунок кільцевого витяжного газоходу рівномірного притоку виконаний за (5.7). Виходячи з практики експлуатації, мінімальний розмір щілини було задано 80 мм, як не критичний до заростання гарнісажем, а ширина витяжного кільцевого газоходу - 150 мм. Загальна площа щілин витяжного газоходу в розрахунковій моделі перевищує площу перерізу газовідвідного патрубку традиційної системи аспірації в 1,7 рази. Результати моделювання у вигляді ліній струму і поля швидкостей ПГС в робочому просторі печі представлені на рис. 5.15.

Вигляд ліній струму свідчить про те, що потужний вихор потоку в робочого вікна в піч з традиційною системою аспірації (рис. 5.15а) стає менш інтенсивним в печі з системою розподіленої аспірації, і гідродинамічна обстановка в робочому просторі ДСП зазнає змін в напрямку рівномірності (рис. 5.15б). В вертикальному (по осі газовідвідного патрубку) і горизонтальному (по межі корпусу і зводу печі) перерізах поля швидкостей для традиційної системи газовидалення (рис. 5.15в,д) і системи розподіленої аспірації (рис. 5.15 г,е) спостерігається помітне зменшення

частки областей простору з високими швидкостями руху ПГС. Для кращої візуалізації процесу на рис. 15в-е застосовано інтервал швидкостей до 3 м/с, який переважає в робочому просторі печі.

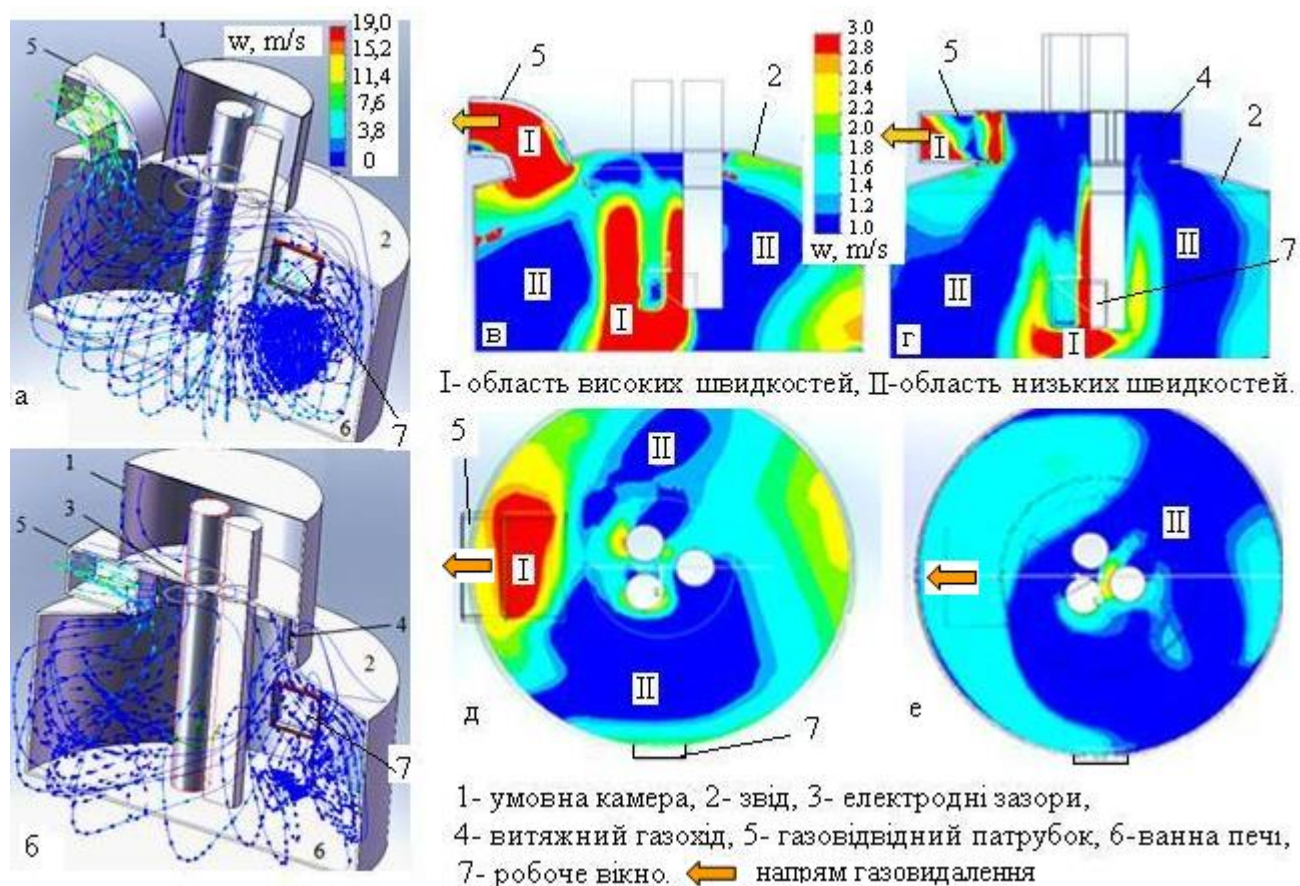


Рис. 5.15—Лінії струму і поля швидкості (w) пилогазового середовища в робочому просторі ДСП з традиційною і розподіленою аспірацією. Позначення — в тексті.

Дана газодинамічна ситуація обумовлена збільшенням і розосередженням аспіраційної поверхні при використанні кільцевого витяжного газоходу та збільшенням площі аспіраційної поверхні в 1,7 рази.

Інтегральні характеристики ПГС для досліджених систем аспірації, отримані при чисельному моделюванні, наведені в табл. 5.3. При застосуванні системи розподіленої аспірації показана можливість зниження неорганізованих викидів через електродні зазори на 19 %, припливу холодного атмосферного повітря в піч через робоче вікно на 24 %, зменшення загального виходу ПГС з печі на 7 %, зниження загального виносу плавильного пилю на 33 %.

Системи розосередженої і розподіленої аспірації мають різний діапазон оптимальних робочих розріджень. Якщо перша система ефективна при $\Delta p = 10\text{--}30$ Па, то друга працює при $\Delta p = 50$ Па і більше, коли перша вже втрачає переваги перед традиційною системою газовидалення (рис. 5.14). Тому, реалізація системи розподіленої аспірації представляється доцільною в крупних високопродуктивних ДСП, де актуальною є проблема локалізації неорганізованих викидів в умовах флуктуацій виділення ПГС, що супроводжуються істотними коливаннями діючої величини розрідження в робочому просторі.

Таблиця 5.3

Характеристики плогазових потоків в 120-т ДСП

Варіант системи аспірації	Частка від втрати ПГС з газовідвідного патрубку (ГП) печі, % мас. / (Число частинок пилу)		Витрата газу в ГП, відн. одиниць	Число частинок пилу	
	Неорганізовані викиди	Приток повітря в робоче вікно		В ГП	Повернення в ванну
Традиційна	10,9/ (5)	30,4	1,0	50	45
Система розподіленої аспірації	8,8/ (3)	23,0	0,93	37	60
Ефективність пропонуваного рішення, %	19/ (40)	24	7	33	

Провідні компанії, що виготовляють ДСП: «Danieli», «Siemens-VAI», «Concast AG», згідно з технічною документацією, в нових розробках збільшують площу перерізу газовідвідного патрубку в 1,7–2 рази. Подальше збільшення практично неможливо конструктивно. У доступних джерелах пояснень з цього приводу немає. Ймовірно, рішення пов'язано з проблемою підвищених енергетичних втрат з ПГС, і воно здійснюється в напрямку збільшення та розосередження аспіраційної поверхні.

У зв'язку з викладеним, представляє інтерес протестувати дане рішення в рамках чисельного моделювання. На рис. 5.16 показано поле швидкостей описаної вище моделі 120-т ДСП з традиційною системою аспірації, в якій площу перерізу газовідвідного патрубку збільшено вдвічі при інших рівних умовах.

Максимальна швидкість потоку очікувано знижується, однак його характер залишається інтенсивним з явно вираженим переважним напрямком: робоче вікно-газовідвідний патрубок.

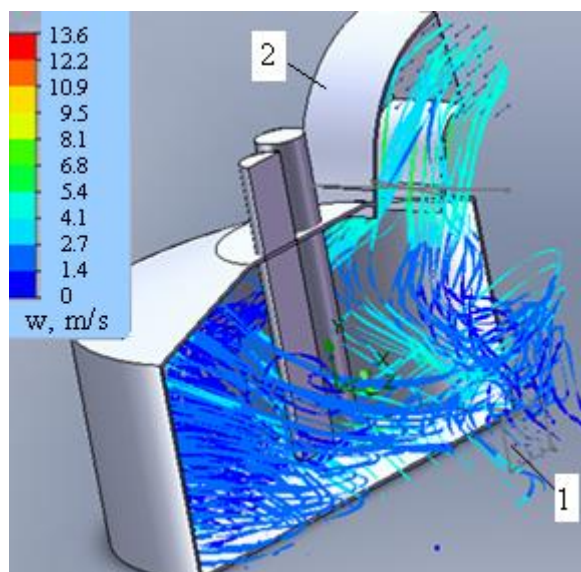


Рис. 5.16—Поле швидкостей (w) в 120-т ДСП с газовідвідним патрубком збільшеного перерізу.
1—робоче вікно, 2 – газовідвідний патрубок

Згідно з даними моделювання, кількість частинок пилу, що виносяться в газовідвідний патрубок, знижується на 4 %, тоді як в системі розподіленої аспірації цей показник становить 26 % (табл. 5.3). Таким чином, збільшення перерізу газовідвідного патрубка, без зміни принципів аспірації, не є ефективним для вирішення завдання локалізації неорганізованого ПГС в печі.

5.6 Моделювання системи аспірації ДСП ливарного класу

Дослідження системи аспірації типової ДСП місткістю 15–20 т виконано в пакеті CosmosFloWorks за методикою, розглянутою вище, з урахуванням специфіки печей ливарного класу [27,251,255]. У розрахунковій моделі розглядається період плавлення, як найбільш критичний щодо неорганізованих викидів. Розміри моделі робочого простору печі в мм (рис. 5.10) наведені нижче.

D	H	H _c	D _e	D _p	a	b	a1	b1	c	d
3400	1560	400	350	650	800	380	950	350	500	400

Моделювання полягає у визначенні поля швидкостей газового потоку в печі для наступних граничних умов, прийнятих в розрахунковій моделі.

На умовній поверхні дна «колодязя» діаметром 1,4 м і глибиною до робочого вікна задана інтенсивність газоутворення $2 \text{ м}^3/\text{с}$ при температурі газу 1850 К і атмосферному тиску. Параметри відповідають ЕТР та сучасним тенденціям застосування альтернативної енергії в печах «малої» металургії: окислення 0,8 % вуглецю із середньою швидкістю 0,01 % за хвилину; згоряння «органіки», що міститься в шихті в кількості 2 % і робота ПКП тепловою потужністю 2 МВт. Додатковим фактором газоутворення є приток повітря в робоче вікно під дією розрідження в системі аспірації.

У перетрізі робочого вікна і на поверхні умовної камери задані нормальні умови по температурі і тиску; у вихідному перерізі газовідвідного патрубка розрідження $\Delta p = 25 \text{ Па}$, температура газів, що відходять 1000 К; ширина кільцевих електродних зазорів прийнята $b = 30 \text{ мм}$; на решті поверхонь задано умови твердої шорсткої стінки.

На отримані результати розрахунку поля швидкостей накладали потік частинок плавильного пилу («particle study»), що генерується описаним вище джерелом технологічних газовиділень в «колодязі». Прийняті в чисельній моделі параметри пиловиділення: інтенсивність $0,04 \text{ кг/с}$, середній розмір частинок 20 мкм, щільність частинок 3 г/см^3 відповідають літературним даним [3,32,111] і обґрунтованій вище інтенсивності газоутворення в печі. Число умовних частинок пилу в зоні емісії (дно «колодязя») для дослідження їх поширення в робочому просторі печі в потоці газів, що відходять, прийнято рівним 100. Швидкість і температура частинок пилу в чисельній моделі «прив'язані» до відповідних розрахункових параметрів газового потоку.

Були розглянуті наступні рішення по системі аспірації: традиційні у вигляді порталної камери, яка описана в Розділі 1, і газовідвідного сводового патрубка, а також нові рішення розосередженої аспірації. В ДСП ливарного класу розосереджену систему пропонується реалізувати по двом варіантам: а) як у рішенні для «великої» металургії, за допомогою верхньої камери на зводі з каналом в периферійну зону підзводового простору (рис. 5.17а); б) з низькою верхньою камерою і газорозподільною решіткою (рис. 5.17б) у разі обмежень з боку порталу.

Варіант системи розподіленої аспірації, зважаючи на обмежені просторові умови печей ливарного класу, не розглядали.

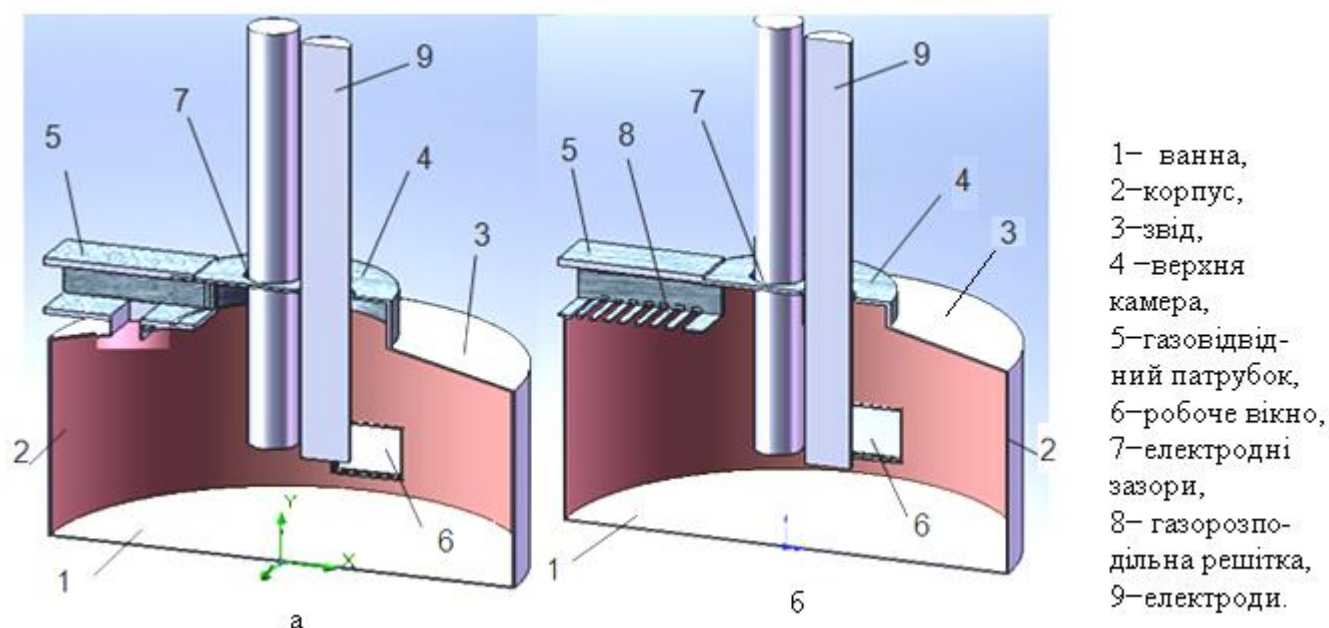


Рис. 5.17–Схеми рішень системи аспірації ДСП ливарного класу с верхньою камерою (а) і з газорозподільною решіткою (б).

Поля швидкостей і треки частинок пилу для вищевказаних варіантів системи розосередженої аспірації показані на рис. 5.18. Інтегральні значення параметрів, що характеризують якість роботи аспіраційної системи, наведені в табл. 5.4. Результати моделювання показують малу ефективність порталної камери при уловлюванні неорганізованих викидів через електродні зазори. Вони складають 37 % загальної кількості пилогазових викидів. Незадовільною є і ситуація з виносом з печі плавильного пилу, який досягає 42 % від кількості, що утворюється при плавленні шихти, причому практично весь обсяг викидів приймає форму неорганізованих, тобто надходить в атмосферу цеху через електродні зазори (табл. 5.4). Позитивним фактором є порівняно невеликий приток повітря в робоче вікно через підвищений гідравлічний опір руху пічних газів через порталну камеру. Лінії струму газового середовища і траєкторії умовних частинок пилу (рис.5.18а) підтверджують вищесказане.

Аспіраційна система з традиційним коліноподібним газовідвідним патрубком, встановленим на периферії зводу, в порівнянні з порталної камерою, дає помітний позитивний ефект тільки щодо зниження винесення плавильного пилу (з 42 до 5 %) через електродні зазори в атмосферу цеху (табл. 5.4). В цілому ж показники енергоефективності ДСП залишаються на колишньому рівні і навіть дещо погіршуються: загальний винос пилу з печі збільшується на 7 %, а частка неорганізованих викидів в загальному обсязі евакуйованого з печі ПГС залишається практично незмінною. Особливо помітно (на 60 %) зростає приплив повітря в робоче вікно, що пояснюється зниженням гідравлічного опору руху пічних газів і підтверджується в чисельному моделюванні (рис. 5.18б).

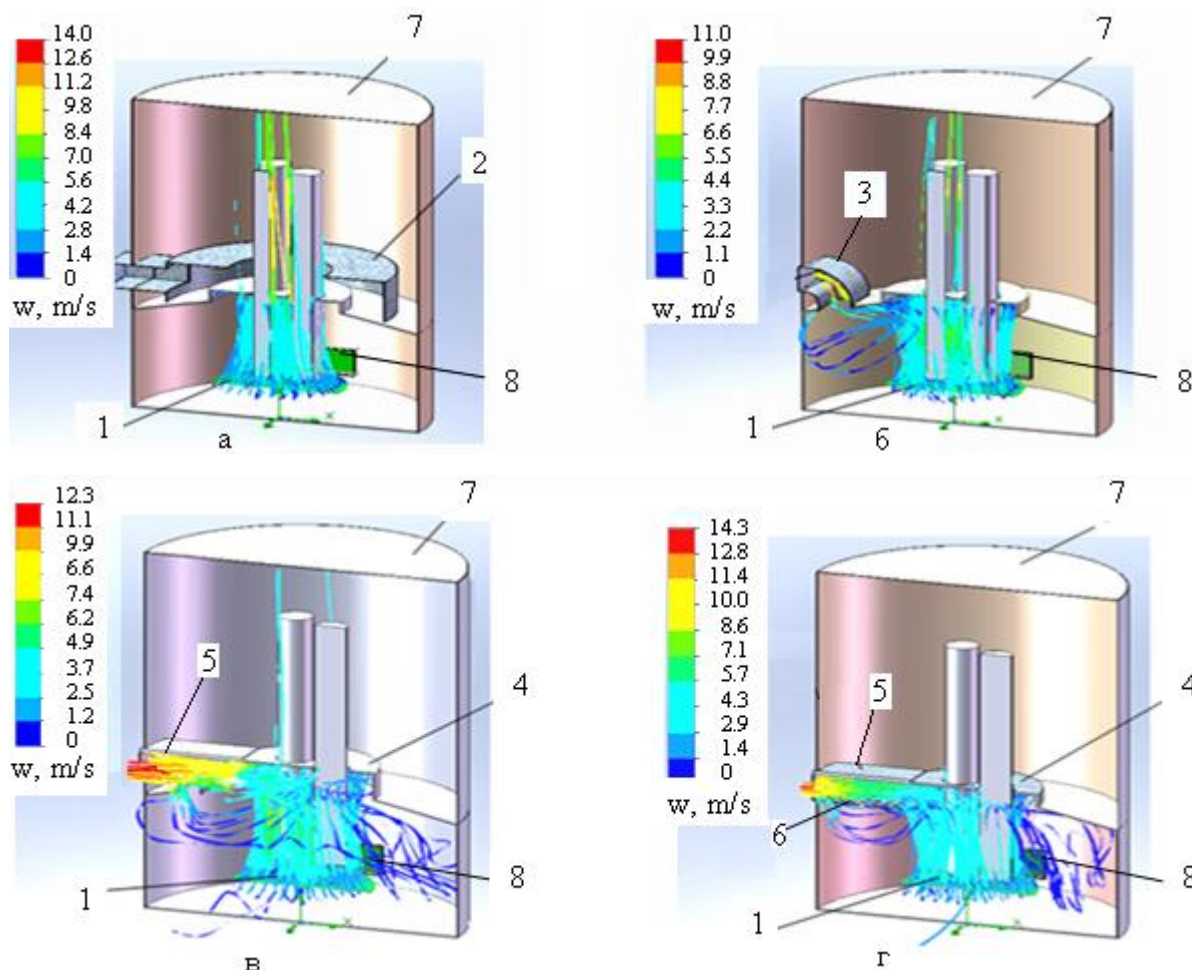


Рис. 5.18–Поля швидкостей (w) і треки частинок пилу в системах аспірації ДСП ливарного класу. 1–умовна генеруюча ПГС поверхня, 2–портальна камера, 3–традиційний газовідвідний патрубок, 4–верхня камера, 5–горизонтальний патрубок, 6–газорозподільна решітка, 7–умовна камера над піччю, 8–робоче вікно

Як слідує з наведених на рис. 5.18в,г і в табл. 5.4 даних, запропоновані системи аспірації ДСП дозволяють в середньому знизити неорганізовані пилогазові викиди в електродні зазори в 1,7–2 рази, зменшити приплив повітря в робоче вікно на 15 % і винос плавильної пилю з печі на 20 % в порівнянні з традиційними системами газовидалення.

Таблиця 5.4

Інтегральні показники систем аспірації ДСП ливарного класу

Варіант системи аспірації	Частка в загальному об'ємі газів, що відходять, %		Частка частинок пилю, виносимих з печі, %		
	Неорганізовані викиди	Приток повітря в робоче вікно	В електродні зазори	В газовідвідний патрубок	Всього*
З порталною камерою	37,2	18,2	42	0	42
Газовідвідний патрубок	38,2	29,7	5	40	45
З верхньою камерою	18,4	18,3	2	32	34
З газорозподільною решіткою	22,4	23,1	0	35	35

* решта зі 100 умовних частинок пилю потрапляють в ванну

5.7 Моделювання системи аспірації ДСП з «flat bath» процесом

Для підвищення енергоефективності «flat bath» процесу «Consteel» пропонується його модернізація в прямоточний паливно-дуговий агрегат (FAF) з попереднім нагріванням через ПКП скрапу, що безперервно завантажується в ванну, на транспортері [38,39,150]. При цьому ПГС передбачається евакуювати не через завантажувальний тунель, а за звичайною для ДСП схемою - через газовідвідний патрубок без контакту з шихтовими матеріалами. На думку авторів модернізації, це дозволить знизити витрату технологічної електроенергії приблизно вдвічі і збільшити продуктивність 120-т ДСП з трансформатором потужністю 75 МВт до 240 т/год за рахунок установки ПКП загальною тепловою потужністю 79 МВт.

Очікуваними особливостями газодинаміки FAF є: менш інтенсивне пилоутворення, більш стабільне газоутворення, менший приток атмосферного повітря в робоче вікно, яке, в силу специфіки технології, більшу частину плавки закрито, і значне газовиділення від ПКП (300 $\text{м}^3/\text{год}$ на 1МВт теплової потужності при вживанні природного газу). Тому, актуальними мають бути проблеми аспірації в цілому і локалізації неорганізованих викидів, зокрема.

Чисельне моделювання аспіраційної системи ДСП, що працює в режимі FAF виконано в газодинамічній постановці з використанням пакету «CosmosFloWorks» за методикою, описаною вище. З урахуванням особливостей FAF, базове концептуальне рішення по системі розосередженої аспірації ПГС (рис. 5.2б) було максимально спрощено шляхом виключення каналу, що з'єднує газовідвідний патрубок з периферією підзводового простору. З тієї ж причини застосування системи розподіленої аспірації для даного завдання не розглядали.

Модель (рис. 5.19) відповідає 170-т печі (120 т плавка і 50 т «болота»). Запропоновано звід з верхньої камерою 1 (рис. 5.19б), в якому, на відміну від традиційної конструкції (рис. 5.19а) газовідвідний патрубок 2 максимально наближений до області електродів 3 і в процесі попереднього нагрівання скрапу в тунелі 4 через ПКП, забезпечує більш ефективне уловлювання неорганізованих пилогазових викидів через електродні зазори [258]. Камера 5 над зводом є умовною, як і в раніше розглянутих розрахункових моделях, і служить для обліку неорганізованих викидів в кільцеві електродні зазори.

ДСП «великої» металургії, але з деякими особливостями. Так, розрідження на зрізі газовідвідного патрубку приймали рівним 200 Па, що значно більше, ніж в класичних ДСП з баддєвим завантаженням шихти (до 50 Па) в силу специфіки газовидалення, що полягає в наявності потужного генератора газового середовища – ПКП в тунелі завантаження скрапу. Умова на зрізі завантажувального тунелю 4, що виходить в робочий простір печі: об'ємна витрата продуктів горіння 28 $\text{м}^3/\text{с}$ при температурі 900 °С (забезпечується ПКП потужністю 79 МВт). У перерізі робочого вікна 7 і на поверхні умовної камери 5 задані нормальні умови по тиску і температурі.

Параметри пилу задавали, як і в раніше розглянутих прикладах моделювання, за допомогою опції «particle studies»: поверхня ванни 6 (рис. 5.19) є джерелом плавильного пилу, який транспортується газовим потоком. Параметри пилоутворення взяті такі: інтенсивність 0,20 кг/с, середній розмір частинок 10 мкм; щільність частинок 3г/см³, кількість умовних частинок пилу для дослідження їх поширення в робочому просторі печі в потоці газів, що відходять - 100 одиниць.

Результати чисельного моделювання [258] у вигляді поля швидкостей газового потоку і треків частинок пилу наведені на рис. 5.19, а інтегральні характеристики, отримані в результаті моделювання, надано в табл. 5.5.

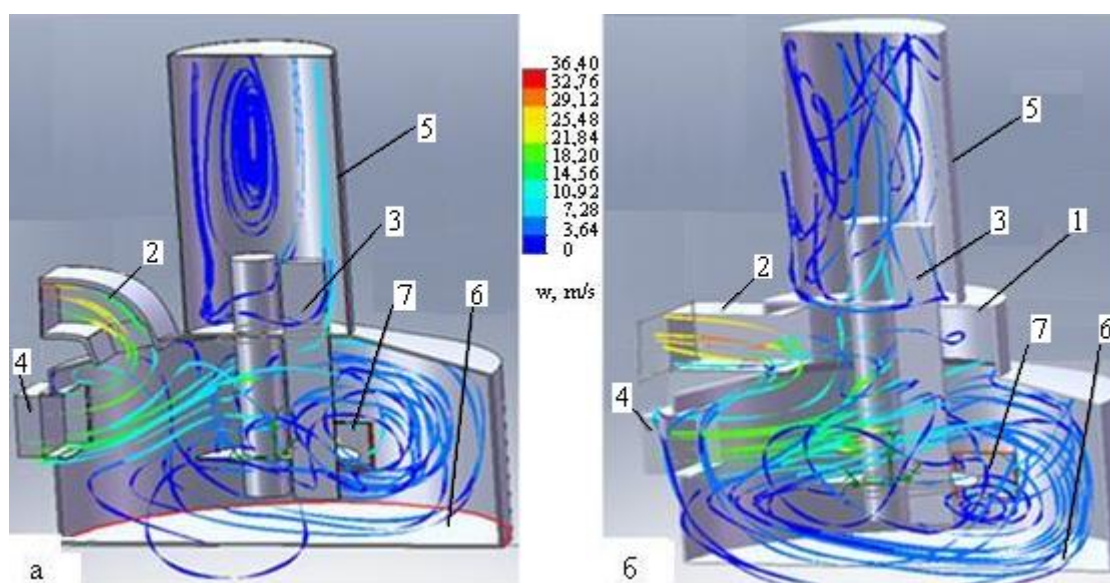


Рис. 5.19– Розрахункове поле швидкостей (w) і треки частинок пилу в ДСП з безперервним завантаженням скрапу в рідку ванну при традиційній системі аспірації (а) і системі розосередженої аспірації (б). Позначення – в тексті.

Характерною особливістю розрахункового поля швидкостей є високі максимальні величини (>30 м/с), викликані роботою потужних ПКП. Це в 1,5–2 рази перевищує швидкість газів в ДСП з періодичним процесом і може викликати підвищене теплове навантаження і абразивний знос частинками пилу водоохолоджуваних елементів системи аспірації.

Отримані дані свідчать про можливість зменшення неорганізованих викидів в електродні зазори на 18 %, припливу повітря в робоче вікно на 26 %, виносу пилу з неорганізованими викидами в 3 рази і виносу плавильного пилу з печі на

30 % при переході від традиційної системи газовидалення (через отвір в периферійній частині зводу) до системи розосередженої аспірації з області проходу електродів (за допомогою верхньої зводової камери).

Таблиця 5.5

Інтегральні показники систем аспірації ДСП з безперервним завантаженням скрапу в рідку ванну

Варіант системи аспірації	Частка в загальному об'ємі газів, що відходять, %		Частка частинок пилю, виносимих з печі, %		
	Неорганізовані викиди	Приток повітря в робоче вікно	В електродні зазори	В газівідвідний патрубок	Всього*
Традиційний	16,8	33,1	3	40	43
З верхньою камерою	13,7	24,4	1	30	31
Ефективність нового рішення, %	18	26	в 3 рази	25	30

* решта зі 100 умовних частинок пилю потрапляють в ванну

На основі теплового балансу 170-т ДСП «Consteel» [70], введеної в експлуатацію в 2010 р на ВАТ «Ашинський металургійний завод» (РФ), дамо оцінку енергоефективності запропонованого рішення системи газовидалення. У цій печі втрати тепла з газами, що відходять, складають 242 кВтт/т. Приймаючи, з урахуванням особливостей «flat bath» процесу, що приток повітря в піч становить не менше 25 % всього об'єму газів, що відходять (в ДСП з інтенсивною технологією і циклічному завантаженні даний показник становить 50 % і більше), зниження притоку повітря на 26 % дозволить підвищити енергоефективність печі на 16 кВтт/т.

5.8 Моделювання системи аспірації установки ківш-піч

Існуюча конструкція кришки 300-т УКП компанії «VAI-Fuchs» (Австрія, ФРН) в конвертерному цеху ПАТ «Алчевський металургійний комбінат» (рис. 5.20а), не забезпечує ефективної локалізації неорганізованих викидів через

електродні зазори. Для УКП запропоновано рішення кришки з верхньою камерою висотою 300 мм і вбудованим в неї газовідвідним патрубком (рис.5.20б).

Чисельне моделювання виконано в пакеті «CosmosFloWorks» за методикою, викладеної вище, при наступних граничних умовах. У вихідному перерізі газовідвідного патрубку: розрідження 10 Па, температура газів, що відходять 600 К; в перерізі робочого вікна, кільцевого зазору ківш-кришка і на поверхні умовної камери над кришкою задані нормальні тиск і температура; на поверхні ванни задана масова витрата газу 0,03 кг/с при температурі 1800 К і нормальному тиску (гомогенізація ванни шляхом продувки аргоном); інші поверхні - реальна стінка.

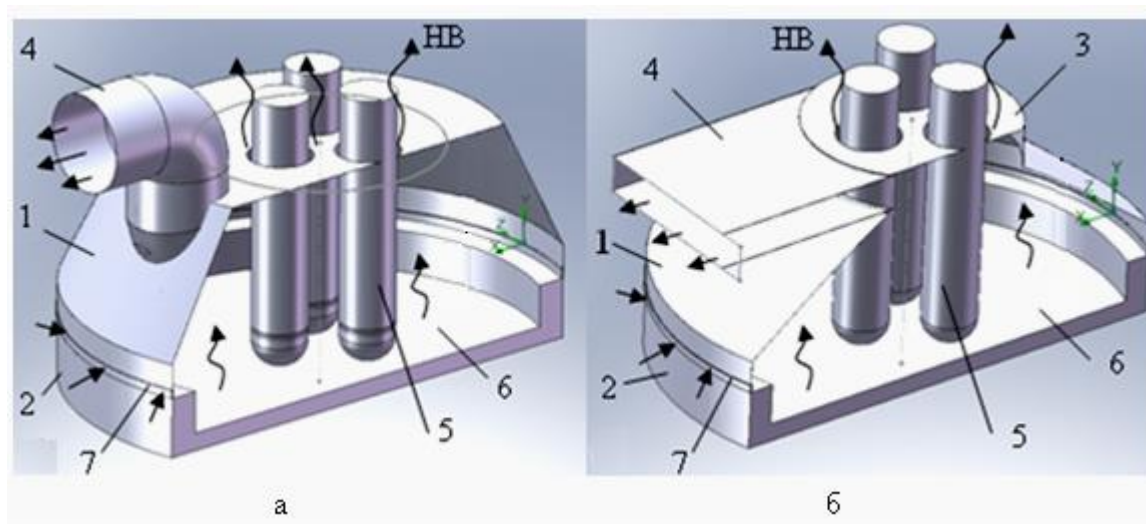


Рис. 5.20– Технічні рішення існуючої (а) і модернізованої (б) системи аспірації УКП. 1–кришка, 2– ківш з металом, 3–верхня камера, 4–газовідвідний патрубок, 5–електроди, 6–поверхня ванни, 7–зазор ківш-кришка. НВ – неорганізовані викиди через електродні зазори. Стрілками показано напрямки газових потоків.

На отримані в результаті розрахунку поля швидкості накладали потік умовних частинок плавильного пилу, що генерується поверхнею ванни («particle studies»). Прийняті в чисельній моделі параметри пиловиділення: інтенсивність 0,02 кг/с і середній розмір частинок 10 мкм; щільність 3 г/см³ відповідають реальним умовам електросталеплавильного процесу [111]. Число умовних частинок пилу для дослідження їх поширення в робочому просторі УКП в потоці

газів, що відходять, прийнято 100. Швидкість і температура частинок пилу в чисельній моделі «прив'язані» до відповідних параметрів газового потоку.

Результати чисельних розрахунків [259] наведені у вигляді поля швидкості і треків частинок на рис. 5.21а для вихідної кришки і на рис. 5.21б для запропонованого варіанту кришки з верхньою камерою.

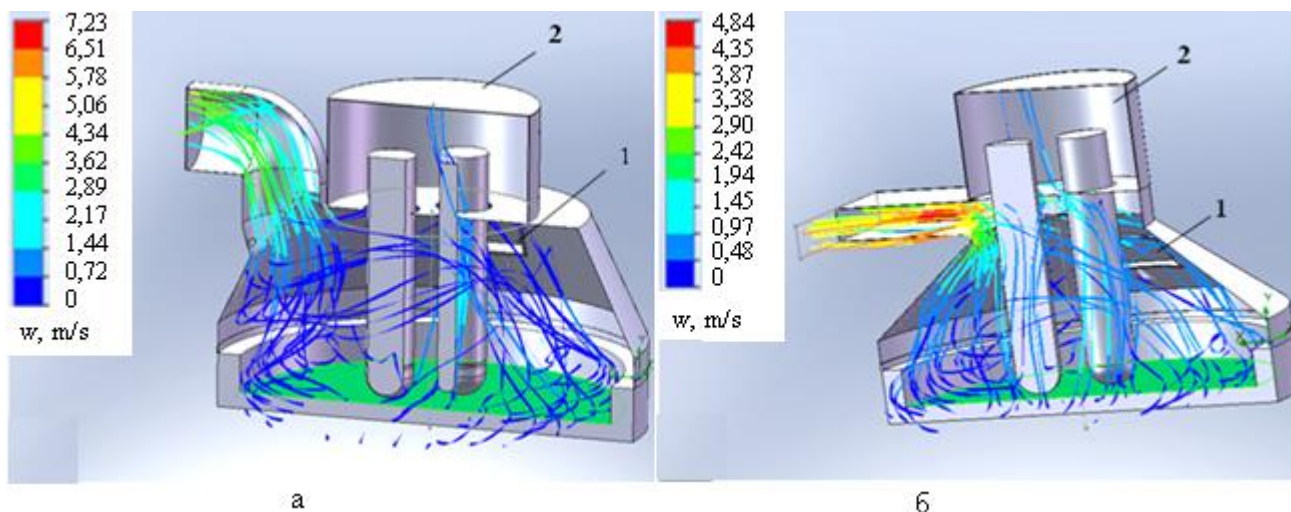


Рис. 5.21–Поля швидкості газу (w) і треки частинок пилу в робочому просторі вихідної (а) і модернізованої (б) кришок УКП. 1–робоче вікно, 2 –умовна камера.

Інтегральні витратні характеристики газових потоків і розподіл частинок плавильного пилу для характерних поверхонь (перерізів) представлені в табл. 5.6.

Як показав чисельний експеримент, аспірація ПГС в умовах запропонованої кришки УКП з верхньою камерою дозволяє, в порівнянні з вихідним варіантом, знизити рівень неорганізованих викидів через електродні зазори більш ніж в 2 рази, скоротити винос плавильного пилу з ковша в цілому на 33 %, в тому числі з неорганізованими викидами в 2,5 рази. Зменшенню пиловиносу, очевидно, сприяє більш низький, в цілому, рівень швидкості газових потоків в робочому просторі запропонованої кришки УКП, пов'язаний зі збільшенням всмоктуючої поверхні (максимальні значення 4,84 проти 7,23 м/с).

Слід зазначити, що в запропонованій системі газовидалення зменшується надходження атмосферного повітря через зазор між ковшем і кришкою на 22 %.

Останній фактор сприяє зниженню витрати графітованих електродів за рахунок зменшення окислення їх бічної поверхні повітрям.

Таблиця 5.6

Порівняння розрахункових даних щодо потоків газів і умовних частинок пилу в системі аспірації кришки УКП

Контрольна поверхня	Витрата газу, кг/с (в дужках число умовних частинок плавильного пилу). Знак (+) відповідає притоку ПГС в УКП; знак (–) - виносу ПГС з УКП.	
	Варіант 1. Вихідна система аспірації	Варіант 2. Пропонована система аспірації
Переріз газовідвідного патрубка	–1,34 (–46)	–1,57 (–31)
Електродні зазори	–0,37 (–10)	–0,17 (– 4)
Робоче вікно	–0,02 (0)	+0,39 (0)
Зазор ківш-кришка	+1,70 (0)	+1,32 (0)
Ванна	+0,03 (+100)	+0,03 (+100)

5.9. Екологічні переваги розробок системи аспірації

Зниження емісії вуглекислого газу. Одним із шляхів зниження викидів діоксиду вуглецю з ДСП, не пов'язаним зі зміною технології плавки, є зменшення притоку повітря в піч. Наслідком цього, зокрема, є зниження угару графітованих електродів - одного з джерел викидів CO₂.

Застосування витяжного газоходу з системою розподіленої аспірації дозволяє зменшити на 24 % надходження повітря в піч в порівнянні з традиційною системою газовидалення (табл. 5.3). При цьому слід очікувати відповідне зниження витрати графітованих електродів, і зменшення викидів з печі діоксиду вуглецю на 2,5 кг/т сталі. В умовах одного міні-заводу продуктивністю 1 млн т сталі на рік очікуване зниження викидів парникових газів при використанні запропонованої системи аспірації ДСП складе близько 2500 тонн на рік [260].

Зниження емісії оксидів азоту. Зменшення притоку повітря в робоче вікно ДСП у запропонованих системах аспірації сприяє, згідно з дослідженнями [261],

зниженню утворення оксидів азоту NO_x в високотемпературному регіоні дуги, і, відповідно, їх емісії в атмосферу.

Висновки

1. Розроблено концепцію системи аспірації ПГС електросталеплавильних агрегатів, засновану на спільному газодинамічному впливі розосередження і збільшення всмоктуючої поверхні витяжного газоходу з наближенням її до області розпаду електродів.

2. Розроблено і адаптовано до особливостей газодинаміки в робочому просторі ДСП математичну модель витяжного газоходу рівномірного притоку. На її основі отримано інженерну методику розрахунку площі аспіраційних щілин витяжних газоходів системи газовидалення ДСП.

3. Проведено фізичне і чисельне моделювання витяжного газоходу з верифікацією математичної моделі. Отримано задовільну збіжність результатів розрахунків з фізичним та чисельним експериментом.

4. Розроблено два технічні рішення для промислових ДСП: система розосередженої аспірації, і система розподіленої аспірації для реалізації запропонованої концепції.

5. Виконано чисельне моделювання систем розосередженої і розподіленої аспірації для: високопродуктивної ДСП, що працює за інтенсивною технологією; печей ливарного класу; ДСП з безперервним завантаженням шихти в ванну і попереднім нагріванням скрапу потужними ПКП; пристрою ківш-піч. Показано можливість зниження неорганізованих викидів в електродні зазори на 15–29 %, виносу плавильного пилю з агрегату на 20–50 %, притоку повітря в робоче вікно на 20–25 %, загального зменшення емісії ПГС з печі на 10–12 %.

6. При використанні запропонованих систем аспірації знижується емісія CO_2 і NO_x з ДСП в атмосферу.

Основні положення Розділу 5 опубліковано в [27], [101], [206], [246–255], [258–260].

6. РОЗВИТОК ЕНЕРГОЕКОЛОГІЧНОЇ КОНЦЕПЦІЇ УТИЛІЗАЦІЇ ПИЛОГАЗОВОГО СЕРЕДОВИЩА ДСП

6.1 Структура і зміст розділу

У розділі представлені дослідження і розробки по утилізації пилогазового середовища (ПГС) дугових печей, з якою втрачається в середньому 14 % введеної енергії і 2,2 % заліза (табл. 1.3, 1.4), з метою підвищення енергоефективності і екологічної безпеки ДСП. Структура і зміст розділу пояснюється рис. 6.1.



Рис. 6.1– Структура і зміст розділу.

6.2 Розробка теплофізичних основ попереднього нагріву скрапу пилогазовим середовищем ДСП при мінімізації екологічного збитку

6.2.1 Екологічні проблеми попереднього нагріву скрапу

Попередній нагрів (ПН) рядового скрапу теплотою газів, що відходять з ДСП, супроводжується емісією високотоксичних PCDD/F (Розділ 1, п. 1.6.3). Процес еволюції цих хімічних сполук, за даними [118,132,133], розглянуто в табл. 6.1.

Таблиця 6.1

Еволюція PCDD/F в умовах електросталеплавильного виробництва

Стадія	Сутність процесу	Температурний інтервал, °C	Дії щодо мінімізації PCDD/F	Часовий інтервал (параметри) дії
1	Утворення PCDD/F	500–850	Локалізація	Постійно
2	Розклад PCDD/F на прекурсори	1000–1200	Витримка	Не менш 2 секунд
3	Вторинний синтез PCDD/F	800–250	Швидке охолодження	Не менш 300 К за секунду
4	Нейтралізація залишкових PCDD/F	<200	Введення сорбентів	Перед блоком рукавних тканинних фільтрів

Нагрів скрапу необхідно узгодити з процесом допалення CO, який зустрічає в сучасних ДСП певні труднощі, через підвищену емісію CO при недопалі в потужних ПКП і сплесках «вуглецевого кипіння» ванни. Термодинамічні та кінетичні характеристики реакції горіння CO [45,127–130, 211] наведені в табл. 6.2.

За результатами замірів в 50-т ДСП компанії «STG Group» (Італія) одного з міні-заводів України, концентрація CO в димовій трубі (схема тракту газовидалення дана на рис. 1.14) в ході плавки (рис. 6.2) перевищує ГДК до 7 разів і в середньому становить 650 мг/нм³ (2,6 ГДК). Це свідчить про недостатню ефективність режиму горіння CO в камері допалювання. Пік емісії CO (понад 1800 мг/нм³) спостерігається в період другої (останньої) підвалки і, очевидно, пов'язаний з ефектом скипання ванни, що формується, при її охолодженні

порціями холодного скрапу за рахунок різкого зменшення розчинності водню і азоту в рідкій сталі.

Таблиця 6.2

Характеристики реакції допалення СО в умовах електроплавки

Параметр	Одиниця виміру	Значення
Енергія Гіббса реакції допалення $\text{CO} + 0,5\text{O}_2 = \text{CO}_2$	кДж/кмоль	$\Delta G^0 = -282695 + 87,585T$
Температура самозаймання	°С	609
Концентраційні межі горіння в газо-повітряній суміші	%	12–74
Стехіометричне співвідношення повітря /СО	Відносний об'єм	2,38
Теоретична температура горіння	°С	2182
Теплотворна спроможність	кДж/кг СО (кДж/кг повітря)	10160 (4210)
Тривалість реакції при $T > 870 - 920 \text{ K}$	секунда	1–2
Норми ГДК СО в димовій трубі	мг/м ³ (%)	250 (0,019) Україна 100 (0,0076) ЕС



1- газовідвідний патрубок ДСП,
2- рухома муфта, 3- камера допалювання

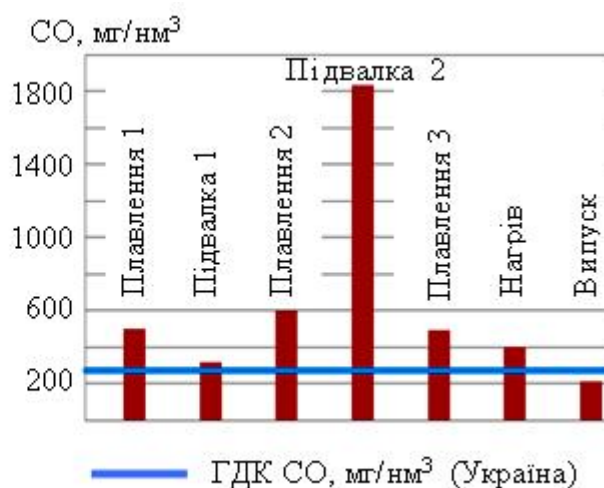


Рис. 6.2—Вузол камери допалювання (а) і емісія СО по періодах плавки (б). Стрілкою показано приток повітря.

За оцінкою, заснованною на даних [262], виділення газів з ванни можна порівняти за інтенсивністю з можливостями генерації газової фази при роботі ЗІП

згідно з технологічним регламентом. Масовий барботаж ванни інтенсифікує реакцію вуглецевого розкислення: $[C] + [O] = [CO] \rightarrow \{CO\}$ на спливаючих газових бульбашках, що протікає з виділенням в них CO (Розділ 3, п. 3.5.5).

Виходячи з даних табл. 6.1, 6.2 і рис. 6.2, в діючих цехах, незважаючи на зниження потенційних можливостей економії електроенергії на плавці, більш прийнятною представляється організація ПН скрапу до температури не вище 450–500 °С, з огляду на витрати по нейтралізації PCDD/F (Розділ 1, п. 1.6.3). Однак, для його реалізації слід усунути недоліки традиційної системи допалювання, щоб концентрація CO в газі-теплоносії не перевищувала ГДК.

6.2.2 Оптимізація режиму допалення CO в умовах попереднього середньотемпературного нагріву скрапу

Розглянемо задачу оптимізації допалення CO і подальшого ПН скрапу в умовах діючої інфраструктури міні-заводу з базовим ЕТР стосовно до 50-т ДСП, обладнаної камерою допалювання і первинного знепилювання (КДПЗ) компанії «STG Group» (Італія), що показана на рис. 6.3а.

Для ПН скрапу доцільно вживати газу ДСП періоду нагріву, які характеризуються максимальною ентальпією при відносно стабільному режимі емісії. Параметри газових потоків в системі ДСП–КДПЗ, розраховані нижче, наведені в табл. 6.3.

Вихідні дані: маса плавки фактична $M = 55$ т; питома витрата кисню в рідку ванну $q_{O_2} = 37$ м³/т за $\tau_{O_2} = 20$ хвилин роботи НКФ; температура CO, що виділяється з ванни $t_{CO} = 1600$ °С; розрідження в печі $\Delta p = 30$ Па; оцінка площі отворів, через які йде приток повітря в піч (робоче вікно, зазор корпус-звід) $F_0 = 0,45$ м²; температура приточного повітря $t_{air} = 30$ °С; ступінь допалювання CO в робочому просторі печі $\eta_{pc}^{eaf} = 0,2$ [3,45]; продуктивність димососу $Q_{fan} = 143$ кг/с. Внеском інертного газу, окисленням електродів, горінням органіки скрапу в

газоутворення, а також теплообміном газу-теплоносія зі стінками КДПЗ, з огляду на швидкоплинність процесу, нехтуємо.

Розрахункові параметри газу на виході з ДСП в період нагріву: витрата, температура і вміст монооксиду вуглецю, відповідно, визначаються так:

$$Q_{\text{eaf}} = Q_{\text{co}} + Q_{\text{air}} - (Q_{\text{co}} \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / 2), \text{ нм}^3/\text{с} \quad (6.1),$$

$$t_{\text{eaf}} = \frac{t_{\text{co}}(1 - \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}}) + [Q_{\text{air}} - (Q_{\text{co}} \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / 2)] t_{\text{air}} / Q_{\text{co}} + E_{\text{co}} \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / C_{\text{g}}}{(1 - \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}}) + [Q_{\text{air}} - (Q_{\text{co}} \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / 2)] / Q_{\text{co}} + E_{\text{co}} \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / (t_{\text{co}}^{\text{pc}} \eta_{\text{p}} C_{\text{g}})}, ^\circ\text{C} \quad (6.2),$$

$$CO_{\text{eaf}} = (Q_{\text{co}} / Q_{\text{eaf}}) 100, \% \quad (6.3),$$

де $Q_{\text{co}} = 2q_{\text{o}_2} \text{ М} / 60\tau_{\text{o}_2}$ – генерація СО з ванни ДСП, $\text{нм}^3/\text{с}$; $Q_{\text{air}} = \varphi_0 \sqrt{(2\Delta p / \rho_{\text{g}})} F_0$ – приток повітря з коефіцієнтом витрати $\varphi_0 = 0,8$ [110] в піч, $\text{нм}^3/\text{с}$; теплота $E_{\text{co}} = 10,16$ МДж/кг і температура $t_{\text{co}}^{\text{pc}} = 2182$ $^\circ\text{C}$ реакції допалення СО (табл. 6.2); $\eta_{\text{p}} = 0,7$ – пірометричний коефіцієнт [211]; щільність $\rho_{\text{g}} = 1,29$ $\text{кг}/\text{м}^3$ і теплоємність $C_{\text{g}} = 1,2$ кДж/(кг·К) газової суміші (табл. 5.1).

В (6.1) від'ємник $\eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} Q_{\text{co}} / 2$ означає, що частина притоку повітря, що дорівнює 0,5 об'єму допалюваного в робочому просторі печі СО, витрачається згідно реакції $\text{CO} + 0,5\text{O}_2 = \text{CO}_2$. Для повного допалювання CO_{eaf} в потоці Q_{eaf} необхідно забезпечити приток повітря в КДПЗ в стехіометричному співвідношенні:

$$Q_{\text{pc}}^{\text{air1}} = [Q_{\text{co}}(1 - \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}}) / (2 \cdot 0,21)] - (O_{2\text{eaf}} / 100) Q_{\text{eaf}}, \text{ нм}^3/\text{с} \quad (6.4),$$

де $O_{2\text{eaf}} = [(0,21 Q_{\text{air}} - Q_{\text{co}} \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / 2) / Q_{\text{eaf}}] 100$ – вміст кисню в газах з печі, %; 0,21 – частка кисню в одиниці об'єму повітря.

Концентрація монооксиду вуглецю $CO_{\text{pc}}^{\text{in}}$, витрата $Q_{\text{pc}}^{\text{in}}$ і температура газу $t_{\text{pc}}^{\text{in}}$ на вході в КДПЗ, відповідно, такі:

$$CO_{pc}^{in} = [Q_{co}(1 - \eta_{pc}^{eaf}) / [Q_{eaf}(1 - O_{2eaf} / 100) + Q_{pc}^{air1}]] 100, \quad \% \quad (6.5),$$

$$Q_{pc}^{in} = [Q_{eaf} - (\frac{O_{2eaf}}{100})Q_{eaf} + Q_{pc}^{air1sp} - 0,21Q_{pc}^{air1}], \text{ нм}^3/\text{с} \quad (6.6),$$

$$t_{pc}^{in} = [Q_{eaf}t_{eaf} + Q_{pc}^{air1}t_{air}] / [Q_{eaf} + Q_{pc}^{air1}], \quad ^\circ\text{C} \quad (6.7).$$

При цьому, термодинамічні умови горіння СО забезпечуються (табл. 6.2) концентрацією $CO_{pc}^{in} = 24,88 \%$ і температурою $t_{pc}^{in} = 696 \text{ }^\circ\text{C}$.

Витрата газу на виході з КДПЗ складає:

$$Q_{pc}^{out} = Q_{eaf} - [(O_{2eaf} / 100)Q_{eaf}] + 0,79Q_{pc}^{air1}, \text{ нм}^3/\text{с} \quad (6.8),$$

де 0,79 – частка азоту в повітрі.

З певним запасом вважаємо, що (6.4) відображає умову отримання ГДК СО. Фактичний, за даними замірів, середній вміст СО «на трубі» $CO_t^f = 650 \text{ мг/нм}^3$, при цьому середній вміст СО в КДПЗ діючої печі, в перерахунку на відповідну витрату газу, становить: $CO_{pc}^f = CO_t^f [Q_{fan} / (Q_{eaf} + Q_{pc}^{air1})]$, мг/нм^3 . Вираз для оцінки повноти протікання реакції допалення СО в КДПЗ запишемо у вигляді:

$$\eta_{pc} = \frac{[Q_{co}(1 - \eta_{pc}^{eaf}) / Q_{pc}^{out}] - [CO_{pc}^f \cdot 10^{-6} (Q_{fan} / Q_{pc}^{out} \rho_g)]}{[Q_{co}(1 - \eta_{pc}^{eaf}) / Q_{pc}^{out}] - [CO_{gdk} \cdot 10^{-6} (Q_{fan} / Q_{pc}^{out} \rho_g)]} \quad (6.9).$$

На діючому обладнанні оцінка по (6.9) дає $\eta_{pc} = 0,98$ при середньому за плавку $CO_t^f = 650 \text{ мг/нм}^3$ і $\eta_{pc} = 0,94$ при піковому значенні $CO_t^f = 1800 \text{ мг/нм}^3$.

Температура газу після допалювання СО на виході з КДПЗ визначається так:

$$t_{pc}^{out} = \frac{[Q_{eaf} - (\frac{O_{2eaf}}{100})Q_{eaf}] \cdot t_{eaf} + 0,79Q_{pc}^{air1}t_{air} + Q_{co}(1 - \eta_{pc}^{eaf})\dot{A}_{\tilde{m}} / C_g}{[Q_{eaf} - (\frac{O_{2eaf}}{100})Q_{eaf}] + 0,79Q_{pc}^{air1} + Q_{co}(1 - \eta_{pc}^{eaf})\rho_g\dot{A}_{\tilde{m}} / (t_{co}^{pc}C_g)}, \quad ^\circ\text{C} \quad (6.10).$$

Розрахунок (6.10) при стехіометричному $Q_{pc}^{air1} = 5,40 \text{ нм}^3/\text{с}$ дає $t_{pc}^{out} = 1412 \text{ }^\circ\text{C}$.

Критичним параметром, що залежить від режиму роботи КДПЗ, є температура газу перед блоком рукавних фільтрів (БРФ) t_{bf} . За заводськими даними, втрата температури газового потоку від КДПЗ до БРФ (схема тракту газовидалення дана на рис. 1.14), включаючи охолоджувані і неохолоджувані газоходи та конвективний охолоджувач, дорівнює $\Delta t_g = 300\text{--}350 \text{ }^\circ\text{C}$; температура газу, що надходить з піддахового аспіраційного зонту $t_{top} = 60\text{--}70 \text{ }^\circ\text{C}$; допустима температура експлуатації БРФ $t_{bf}^a = 95 \text{ }^\circ\text{C}$. З урахуванням цих даних:

$$t_{bf} = [Q_{pc}^{out} (t_{pc}^{out} - \Delta t_g) + (Q_{fan} / \rho_g - Q_{pc}^{out}) t_{top}] / Q_{fan}, \text{ }^\circ\text{C} \quad (6.11)$$

Розрахунок показує (табл. 6.3), що $t_{bf} > t_{bf}^a$ і критично залежить від t_{pc}^{out} , тобто умови експлуатації БРФ і допалювання СО входять в певне протиріччя і потребують компромісного рішення.

Розглянемо можливість середньотемпературного попереднього нагріву скрапу відхідними газами ДСП при існуючій схемі КДПЗ з притоком повітря в одну стадію. Цільовою функцією є температура газу на виході з КДПЗ $t_{pc}^{out} \leq 500 \text{ }^\circ\text{C}$.

Рішення (6.8) в даній постановці щодо шуканого притоку повітря має вигляд: $Q_{pc}^{air1} = \text{root}[500 - t_{pc}^{out}(Q_{pc}^{air1})], Q_{pc}^{air1}]$, $\text{нм}^3/\text{с}$, в якому врахована стехіометрична частина $0,21 Q_{pc}^{air1}$ притоку повітря в КДПЗ, що витрачається на допалення СО, а $t_{pc}^{out}(Q_{pc}^{air1})$ є функція (6.10) температури t_{pc}^{out} від витрати повітря Q_{pc}^{air1} в КДПЗ на стадії I. При цьому концентрація СО в газовому потоці CO_{pc}^{in} , що надходить з ДСП в КДПЗ з витратою Q_{pc}^{in} , $\text{нм}^3/\text{с}$, знижується з 24,88 до 6,53 % і, таким чином, виходить за нижню концентраційну межу горіння (табл. 6.2), виключаючи можливість допалювання СО. Ситуація пояснюється рис. 6.4б.

Таким чином, існуючий на міні-заводі режим роботи КДПЗ не дозволяє поєднати середньотемпературний ПН скрапу з ефективним допалюванням СО, а також не забезпечує стабільних умов експлуатації БРФ в штатному режимі.

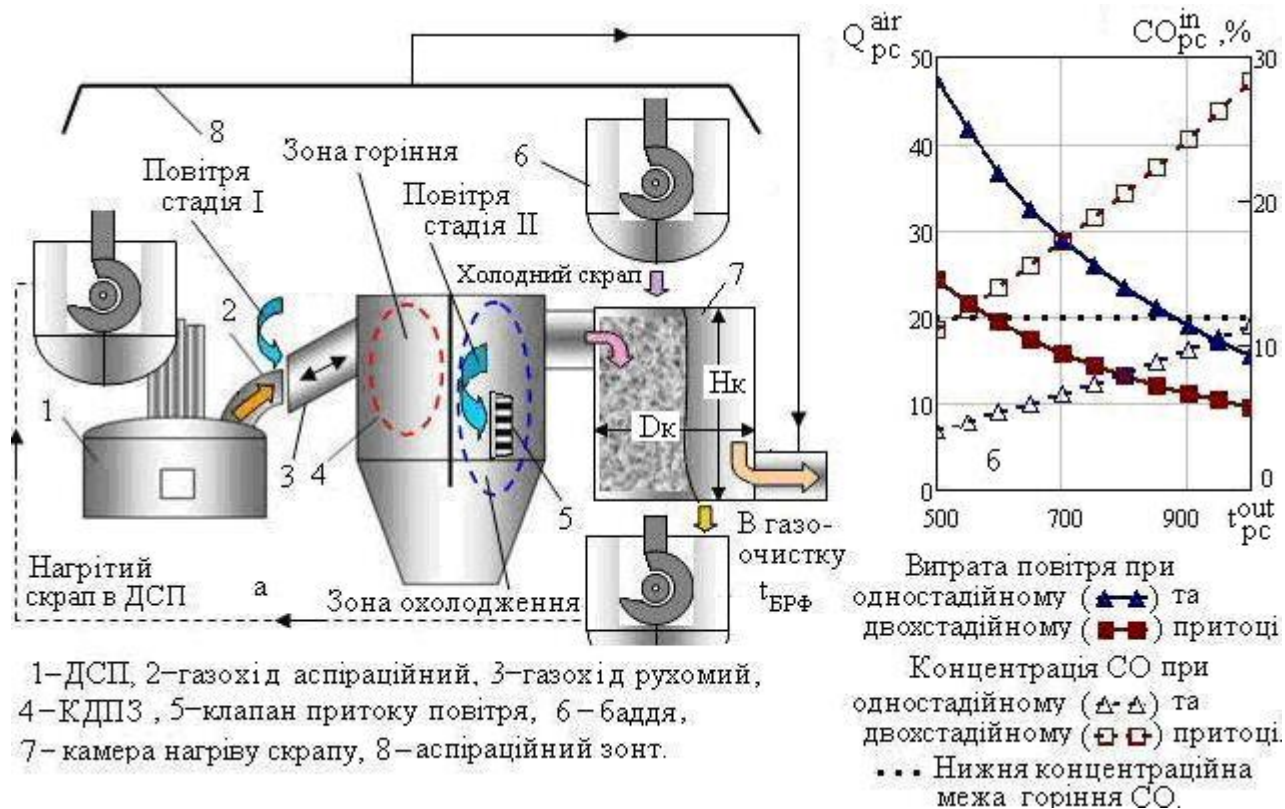


Рис. 6.3– Організація нагріву скрапу та допалення СО (а). Загальна витрата повітря Q_{rc}^{air} і концентрація монооксиду вуглецю CO_{rc}^{in} перед КДПЗ в залежності від температури газу на виході з КДПЗ t_{rc}^{out} в умовах одностадійного та двохладійного притоку повітря в КДПЗ (б).

Завдання ПН скрапу, допалення СО і зниження температури газу перед БРФ можуть бути комплексно вирішені організацією двохладійного притоку повітря в КДПЗ (рис. 6.3): для допалювання СО в зоні стійкого стехіометричного горіння – стадія I; для нормалізації температури газової суміші в зоні охолодження, перед вживанням в якості теплоносія – стадія II.

Параметри газу, що визначаються (6.8, 6.10), як результуючі для одностадійного процесу в КДПЗ, стають вихідними параметрами для стадії II.

Приток повітря для охолодження суміші до температури 500 °С, що використовується при ПН скрапу, шляхом змішування без допалювання СО, становить: $Q_{pc}^{air2} = \text{root}[500 - (Q_{pc}^{out} t_{pc}^{out} + Q_{pc}^{air2} t_{air} / Q_{pc}^{out} + Q_{pc}^{air2}), Q_{pc}^{air2}]$, нм³/с. При двохстадійному притоці повітря с загальною витратою $Q_{pc}^{air} = Q_{pc}^{air1} + Q_{pc}^{air2}$ виключається вихід концентрації СО в газовій суміші на нижню межу горіння і, тим самим, забезпечується його повне допалювання; досягається прийнятна для ПН скрапу температура теплоносія і температура перед БРФ (рис. 6.3б, табл. 6.3).

Таким чином, було визначено співвідношення первинного і вторинного повітря, що забезпечує сприятливі енергоекологічні показники утилізації теплоти ПГС. Воно складає 1 до 3,5.

Таблиця 6.3

Характеристика режимів роботи камери допалювання

Параметр		Організація притоку повітря в КДПЗ	
		В одну стадію	В дві стадії
Параметри газу, що відходить з 50-т ДСП в період нагріву	Витрата 5,72 нм ³ /с. Склад, %: СО –47, СО ₂ –12, N ₂ –37, O ₂ – 4. Температура 1350°С.		
З нагрівом скрапу (без нагріву скрапу)			
Температура газу на виході з КДПЗ, °С	500 (1412)	500	(500)
Витрата повітря в КДПЗ, нм ³ /с	47,53 (5,40)	5,40 + 18,96 =24,36	(24,36)
Витрата газу на виході з КДПЗ, нм ³ /с	51,90 (9,77)	28,74	(28,74)
Вміст СО на вході в КДПЗ, %	5,12 (24,88)	24,88	(24,88)
Вміст СО на виході з КДПЗ, %	5,12 (0,56)	< ГДК	(<ГДК)
Температура газу перед БРФ, °С	75–79 (140–145)	55–58	(75–79)

6.2.3 Чисельне моделювання процесу горіння СО

Кінетику допалювання СО в КДПЗ на стадії І в стехіометричному режимі притоку повітря досліджували в пакеті «ANSYS CFX». Метою було перевірити кінетичні можливості допалювання СО в КДПЗ при розрахованих вище параметрах газових потоків. Сполучену задачу гідродинаміки і хімічної кінетики в

обмеженому просторі зони стійкого горіння вирішували за умови відсутності теплообміну газу зі стінками камери, що виправдано швидкоплинністю процесу.

Попередня оцінка числа Re показала, що режим руху газового потоку в КДПЗ є турбулентним. Для його опису використано рівняння (2.22–2.25). Механізм і кінетика газозфазних реакцій горіння в об'ємі КДПЗ прийнятий, згідно [289], як тестований і адекватний практиці [130]. Для зв'язку хімічних процесів з гідродинамікою середовища в КДПЗ застосовано «Eddy dissipation concept» [289], для зв'язку тиску і швидкості суцільного середовища - «SIMPLE method». Кінцевоелементна модель модернізованої КДПЗ, взаємодіючої з газовідвідним патрубком ДСП, в реальному масштабі показана на рис. 6.4а.

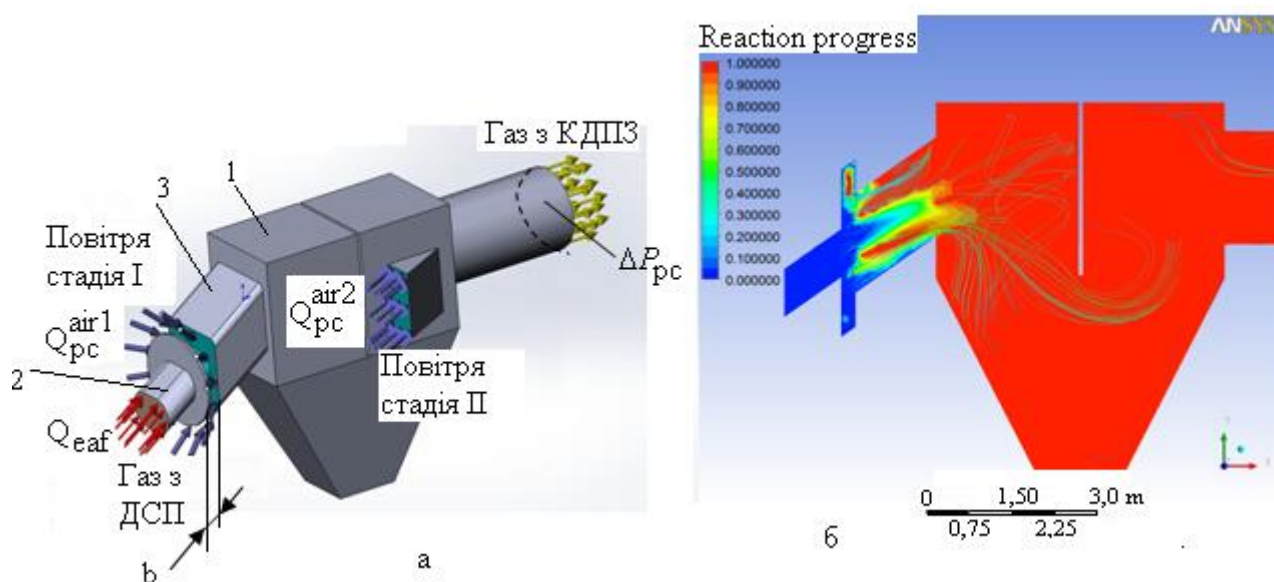


Рис. 6.4–Модель КДПЗ з граничними параметрами (а); результат оцінки повноти протікання реакції допалення СО (б). Позначення –в тексті.

Методика моделювання полягала у виборі розрідження Δp_{rc} (рис. 6.4а) у вихідному перерізі КДПЗ 1, при якому, за рахунок варіювання зазору b , у вхідному перерізі газовідвідного патрубка 2 встановлюється витрата газу з печі, рівна $Q_{eaf} = 5,72 \text{ м}^3/\text{с}$, а в кільцевому зазорі між рухомим газоходом 3 і патрубком - приток повітря в КДПЗ (стадія I), рівний стехіометричному $Q_{rc}^{air1} = 5,40 \text{ м}^3/\text{с}$. Підібрані таким чином параметри є розрахунковими умовами у відповідних

перерізах, а інші поверхні КДПЗ приймаються шорсткими теплоізованими стінками з температурою 353 К.

Результати моделювання у вигляді поля повноти реакції допалення СО, наведені на рис. 6.56. Розподіл притоку повітря в КДПЗ забезпечує стійке вигорання СО практично до слідів на стадії I, тобто не вище ГДК. На стадії II процес не моделювали, оскільки приток вторинного повітря не є критичним для процесу допалювання СО і вирішує завдання зниження температури газу на виході з КДПЗ шляхом змішування потоків.

6.2.4 Моделювання процесу теплообміну при фільтрації газового теплоносія стосовно до задачі нагріву скрапу

Нагрів скрапу в потоці газу-теплоносія описується рівняннями (2.33–2.35). Об'ємний коефіцієнт теплопередачі в шарі шихти k_v є функцією коефіцієнта тепловіддачі α_s , який визначається швидкістю газового потоку u_g у вільному перетині нагрівальної камери і тепловим опором фрагментів скрапу наступною емпіричною залежністю [209], отриманою для умов шахтної печі.

$$k_v = 1 / \left(\frac{1}{\alpha_s} + \frac{b}{72(1 - \Pi_s)\lambda_s} \right) \quad (6.12),$$

де $\alpha_s = 0,186u_g(t_g + 273)^{0,3}\mu_s / b^{0,75}$ – емпіричний коефіцієнт тепловіддачі в шарі [209]; b – розмір фрагменту скрапу; t_g – температура газу на вході в камеру нагріву, °С λ_s, Π_s – коефіцієнт теплопровідності і порозність скрапу, відповідно; μ_s – фактор, неоднорідності шихти, що в загальному випадку дорівнює 0,5 [209].

Рішення (2.33–2.35) з урахуванням (6.12) виконано [258] за умов нагріву в циліндричній камері розмірами D_k, H_k (рис. 6.3а). Нагрів охоплює половину маси металозавалки, що, з урахуванням витратного коефіцієнта, становить

близько 30 т. Початкова температура скрапу 20 °С. У розрахунках варіювали насипну щільність скрапу ρ_b , геометрію камери та розмір фрагментів скрапу.

Результати представлені на рис. 6.5. Згідно з розрахунками, при використанні шредерного скрапу ($\rho_b=0,9 \text{ т/м}^3$) в циклі плавки (40–45 хв) існує можливість нагріти половину вихідної шихти до температури не нижче 450 °С за 18–20 хв (рис. 6.5а), що узгоджується з тривалістю періоду нагріву рідкої ванни.

Вплив геометрії камери нагріву і розміру скрапу на його нагрівання за 20 хв для інших умов, прийнятих раніше, показано на рис. 6.5б і 6.5в, відповідно.

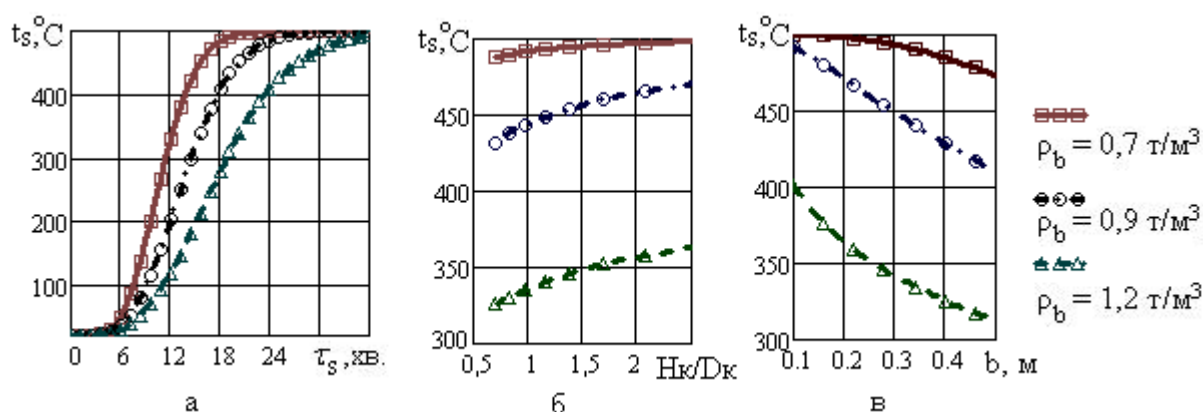


Рис. 6.5 – Залежності температури скрапу t_s від тривалості нагріву τ_s (а); геометрії камери нагріву H_k / D_k (б) і середнього розміру фрагменту скрапу b (в) при $\tau_s = 25$ хв., при варіюванні насипної щільності скрапу ρ_b .

Легкий скрап (з меншою насипною щільністю і середнім розміром фрагментів) нагрівається швидше, а збільшення відношення висоти камери нагріву до її діаметру в межах від 0,7 до 1,5–2,0 сприяє підвищенню ефективності нагріву.

6.3 Розробка основ електросталеплавильного процесу з термохімічною регенерацією природного газу з відхідними газами ДСП

6.3.1 Термодинамічні характеристики процесу конверсії природного газу

Для спрощення вважаємо, що природний газ (ПГ) складається з чистого метану, і всі реакції стехіометричні. Повітря і продукти згоряння (ПЗ) вживають як окислювач і реагент для конверсії палива, відповідно.

Процес ТХР полягає в проведенні спільної вуглекислотної і пароводяної конверсії метану за рахунок ентальпії відхідних газів ДСП з температурою 1200–1600 °С по реакціях:



Спалювання конвертованого палива - синтез-газу (СГ) в ПКП протікає згідно з реакціями:



Вуглекислий газ і водяна пара, необхідні для реалізації реакцій (6.13), (6.14), утворюються відповідно до (6.15) і (6.16) при роботі ПКП. Традиційний варіант попереднього нагріву скрапу [3,49] передбачає спалювання в ПКП безпосередньо метану:



Калорійність СГ, що утворюється по реакціях (6.13), (6.14), становить 1049 і 1008 МДж/кмоль CH_4 , відповідно. Таким чином, ТХР відкриває можливості суттєвої економії вихідного палива.

Розглянемо схеми ТХР-установок, представлених на рис. 6.6 [263].

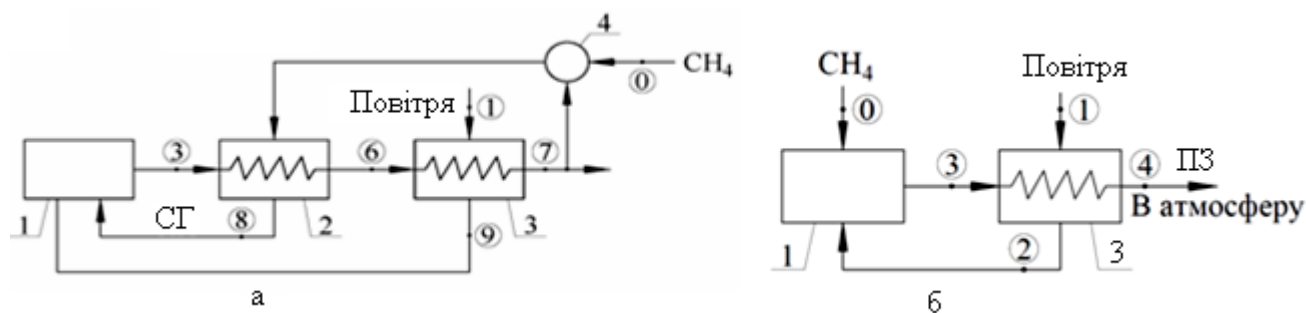


Рис. 6.6— Схема комбінованої регенерації (а) і повітряної регенерації (б).
1 – піч; 2 – термохімічний реактор; 3 – теплообмінник; 4 – змішувач.

При комбінованій регенерації (рис. 6.6а) відходні гази після печі 1 надходять в реактор 2, де утворюється СГ, і далі - в повітронагрівач 3. Потік охолоджених ПЗ розділяється на дві частини: $\text{CO}_2 + 2\text{H}_2\text{O} + 7,52\text{N}_2$ скидається в атмосферу, а $(\text{CO}_2 + 2\text{H}_2\text{O} + 7,52\text{N}_2)/3$ служить реагентом, тобто склад ПЗ після печі (на 1 кмоль CH_4) віглядає так: $4 (\text{CO}_2 + 2\text{H}_2\text{O} + 7,52\text{N}_2)/3$. Тому ми будемо користуватися як ентальпією всіх ПС після печі (позначення I), так і питомою величиною $i = 0,75I$. Щоб оцінити якість схем ТХР, будемо, по-перше, розглядати не «чисту» ТХР, а комбіновану регенерацію (КР), що включає також нагрівання повітря, і, по-друге, порівнювати схеми КР з відповідними схемами повітряної регенерації (ПР), приклад якої показаний на рис. 6.6б. Для цієї схеми прийняті такі вихідні дані: $T_0 = T_1 = 303\text{ K}$; $T_2 = 673\text{ K}$; $T_3 = 1473\text{ K}$ (індекси тут і нижче збігаються з номерами точок в кружочках). Наведемо деякі результати розрахунку цієї схеми:

I_1	I_2	Q_a	I_3	I_4	T_4	q^+	Q_t	ϕ
2,8	108,3	105,5	437,9	332,4	1213,8	910,6	472,7	0,414

(всі ентальпії I, повні ентальпії $K = I + J$, калорійності J і кількості теплоти мають розмірність МДж/кмоль CH_4 ; всі температури в К). Тут $Q_a = I_2 - I_1$ - витрата теплоти на нагрівання повітря (втрати теплоти в апаратах і трубопроводах не враховуємо); $q^+ = J_0 + I_2$ - теплота, що входить в теплообмінник 2 (тут і нижче нехтуємо I_0); $Q_t = q^+ - I_3$ - кількість теплоти, що вживається в печі для проведення технологічного процесу; $\phi = I_4 / J_0$ - втрати теплоти з газами, що відходять.

При розрахунку схеми рис. 6.6а спочатку розглянутий максимально вигідний варіант, де температура конверсії $T_c = 1400\text{ K}$. Прийнято $T_9 = 473\text{ K}$. Повна ентальпія СГ визначається за допомогою програми EQSO [264]. Тепловий баланс установки має вигляд:

$$4 i_{7/3} + Q_a + Q_c = 4 i_{3/3}; \quad Q_a = I_9 - I_1; \quad Q_c = K_8 - J_0 - i_{7/3}, \quad (6.18),$$

де Q_c – кількість теплоти, що викоритовується на конверсію. З (6.18) випливає

$$i_7 = 4 i_{3/3} - Q_a - K_8 + J_0 \quad (6.19).$$

Результати тут такі:

I_3	T_6	T_7	i_6	i_7	I_9	Q_a	K_8	q^+	Q_c	Q_t	φ
584	679,8	577,4	130,5	94,8	50,4	47,6	1243,7	833,9	409,8	710,3	0,118

Таким чином, відношення значень Q_t для КР и ПР $\chi \equiv Q_{t2}/Q_{t1} \approx 1,5$, тобто перехід на комбіновану регенерацію дозволяє заощадити $\psi \equiv (\chi - 1)/\chi \sim 1/3$ вихідного палива в порівнянні з ПР. Втрати з відхідними газами при цьому зменшуються майже вчетверо.

Далі розглядаються більш реальні температури конверсії (всі інші величини такі ж, як і в попередньому варіанті). Приклад отриманих результатів наводиться в табл. 6.4.

Таблиця 6.4

Вплив температури конверсії на характеристики ТХР

T_c	900	925	950	975	1000	1100	1200	1300	1400
K_8	1040,9	1065,0	1087,0	1106,5	1123,2	1168,9	1197,6	1221,3	1243,7
Q_{t2}	507,5	531,5	553,6	573,1	589,8	635,5	664,8	687,9	710,3
χ	1,07	1,124	1,171	1,212	1,25	1,344	1,405	1,455	1,5
ψ	0,065	0,11	0,15	0,175	0,2	0,258	0,288	0,314	0,333
φ	0,371	0,341	0,313	0,289	0,268	0,211	0,176	0,146	0,118

Видно, що характеристики схеми суттєво залежать від температури конверсії. Щоб отримати істотну економію палива, потрібно забезпечити температуру конверсії не менше 950 К. Тут слід зазначити ще один момент: температури гарячого повітря для повітряної і комбінованої регенерації різні (673 і 473 К відповідно), причому ця різниця призводить до занижених значень ефективності КР. Тому були проведені додаткові розрахунки за умови $T_9 = T_2$. Крім того, вважалося, що кінцева температура конверсії така ж. Розглянуто три випадки: $T_9 = 850, 900$ і 950 К. Приклад отриманих результатів представлений в табл. 6.5, де додатково приведені втрати теплоти з газами, що відходять при ПР (це φ_1 ; φ_2 відносяться до КР).

Результат розрахунків при $T_9 = T_2 = T_c$

T_c, K	850	900	950
K_8	994,0	1040,9	1087,0
Q_{t2}	571,9	634,1	695,9
χ	1,085	1,17	1,25
ψ	0,077	0,145	0,2
φ_2	0,291	0,213	0,136
φ_1	0,348	0,329	0,309

Порівняння даних табл. 6.4 і 6.5 свідчить, що ефективність ТХР помітно підвищується, якщо контрольні температури однакові при КР і ПР. Якщо в табл. 6.4 при 900 К економія палива незначна, то в табл. 6.5 при такій температурі вже досягається істотна економія, що складає 14,5 %, причому втрати теплоти з газами, що відходять, зменшуються в 1,55 рази.

6.3.2 Технологічна схема застосування ТХР в ДСП

Схема застосування ТХР в технологічному процесі «Consteel» з безперервним завантаженням скрапу в рідку ванну (Розділ 1, п.1.6.3, 1.7) приведена на рис. 6.7. У ДСП 1 через отвір в корпусі за допомогою конвеєра подається фрагментований скрап 2 в тунелі 3. Скрап нагрівають за допомогою ПКП 4. ПГС з печі через димохід 5 надходить в КДПЗ 6. У ПКП вживається СГ (суміш CO, H_2 і баластного N_2), отриманий в реформері 7 в результаті конверсії ПГ (6.13,6.14). Температурний режим реформера і окислювачі (CO_2 , H_2O), необхідні для реакцій конверсії, забезпечуються ПГС: CO_2 утворюється при допалюванні CO і роботі ПКП; пара H_2O утворюється при роботі ПКП. Знепилювання ПГС перед використанням в ТХР здійснюється в блоці рукавних фільтрів (БРФ). Щоб не

допустити влучення пари в БРФ, передбачено вологовідділювач 8. Повернення пари в процес ТХР проводиться через випарник 9.

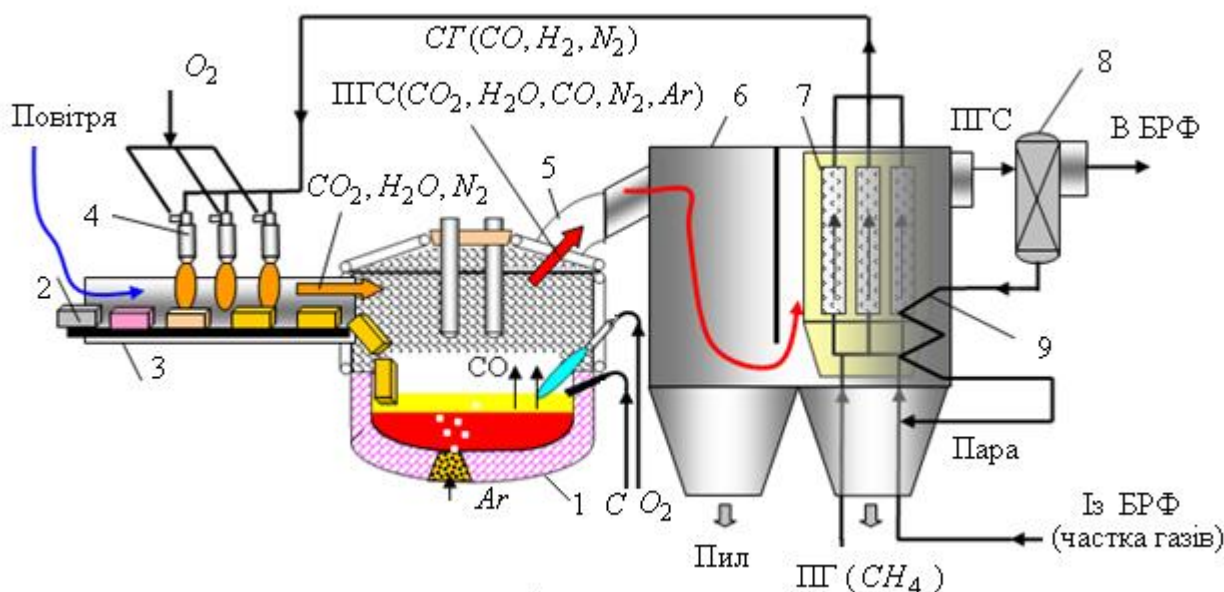


Рис. 6.7– Схема сталеплавильного процесу з ТХР [265]. Позначення – в тексті.

Виконано розрахунки ТХР для 170-т ДСП з технологією «Consteel» [263]. Прийнято: маса плавки 120 т (болото 50 т); тривалість плавки 40 хв; питома витрата кисню і вуглецю, що окислюється 17 м³/т і 9 кг/т, відповідно; витрата електродів 1,5 кг/т; угар скрапу при попередньому нагріві 16 кг/т [39,151]; температура скрапу 350 °С; теплова потужність ПКП 30 МВт при ККД 0,6 [151]. Окислення вуглецю ванни забезпечується технічним киснем, а допалення СО, окислення електродів і скрапу при нагріванні протікають за рахунок кисню приточного повітря.

Оцінка енергетичних показників плавки з ТХР виконана для умов: співвідношення вуглекислотної і пароводяної конверсії 1 до 1; вміст азоту в ПГС 60 %; температура СГ на виході з реформера 900 °С; температура полум'я при горінні СГ і допалюванні СО 1630 і 1520°С, відповідно (з урахуванням пірометричного коефіцієнту); розрідження в печі 15 Па; площа зазорів, через які відбувається приплив повітря в піч, 1 м².

Для забезпечення необхідної теплової потужності ТКГ витрата СГ, що містить 60–65 % азоту, 18–20 % СО і 15–17 % Н₂, становить близько 24000

нм³/год. Виробництво СГ забезпечується рециклінгом 18 % ПГС з печі. Температура ПГС з урахуванням теплового ефекту допалення СО становить 1435 °С, що забезпечує тепловий баланс реформера з урахуванням втрат теплоти в КДПЗ і витрати енергії на випаровування води з ПГС. Підвищена в 1,25–1,3 рази в порівнянні з метаном калорійність СГ і вживання частини ПГС в циклі ТХР дозволяють розраховувати на істотне зниження споживання природного газу в ДСП, зменшення емісії CO₂ в атмосферу, зменшення угару скрапу за рахунок організації більш м'якого факела при наявності інертної домішки азоту.

Оцінка підвищення теплового ККД печі при застосуванні ТХР зроблена з урахуванням того, що ПКП покриває 20–25 % потрібної потужності на проведення плавки за рахунок ПН скрапу, з урахуванням теплових втрат печі. Очікувані техніко-економічні показники процесу ТХР в ДСП, порівняно з базовою технологією зі вживанням ПГ в ПКП, наведені в табл. 6.6.

Таблиця 6.6

Характеристики застосування ТХР в ДСП

Показник	Відн. одиниці (%)	Абсолютне значення
Економія природного газу	21	3,6 нм ³ /т сталі
Підвищення теплового ККД печі	5–6	
Зниження угару скрапу при нагріванні	5–7	0,8–1,1 кг/т сталі
Скорочення емісії CO ₂	9,8	8–10 кг/т сталі

6.4 Розробка основ плавильно-відновного процесу утилізації залізовмісних відходів металургійного виробництва

6.4.1 Концепція і технологічна схема

В основі процесу утилізації плавильного пилю ДСП і інших залізовмісних техногенних відходів (окалини, шлаків) лежить рідкофазний вуглецевотермічний процес в плавильно-відновній печі (ПВП) [266], який є розвитком енергоекологічної концепції утилізації ПГС ДСП [146–149]. Схема процесу і

установки наведені на рис. 6.8. Необхідна для процесу енергія виділяється в шлаковій ванні у вигляді теплоти Джоуля при проходженні електричного струму, що вводиться за допомогою двох подових електродів (ПЕ). Перевагами нової концептуальної схеми ПВП є спрощення, як механічного обладнання печі, так і попередньої підготовки шихти, що, переважно, полягає в її сушці і змішуванні.

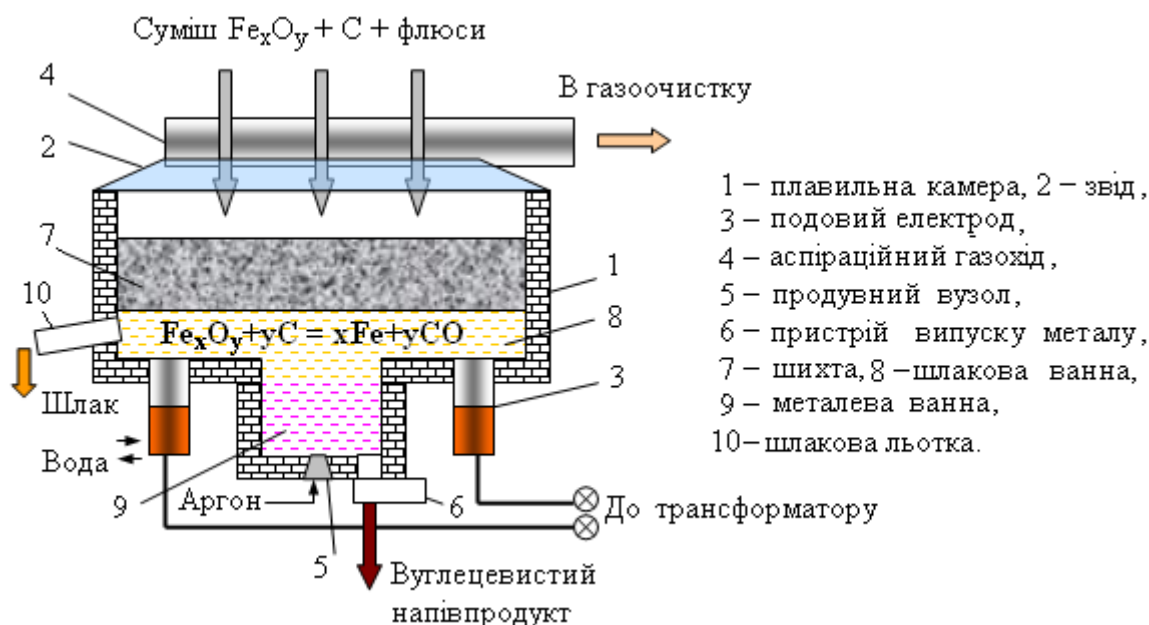


Рис. 6.8 –Схема плавильно-відновного процесу і електропечі з ПЕ.

Вихідною шихтою ПВП є суміш залізовмісних матеріалів (ЗМ), відновника в вигляді низькосортного вугілля і шлакоутворюючих, яка надходить в робочий простір плавильної камери печі через завантажувальну шахту. Рідкий вуглецевистий напівпродукт (чавун) – продукт процесу відновлення оксидів заліза накопичується в металевій ванні (горні), звідки його періодично зливають через пристрій донного випуску [267], а надлишки шлаку - через шлакову льотку. Тепло пилוגазового середовища, що видаляється в систему газоочистки, використовують для сушки і попереднього нагріву шихти в завантажувальній шахті.

6.4.2 Чисельне моделювання теплового стану рідкої ванни ПВП

Завданням досліджень було чисельне моделювання теплового стану шлакової і металічної ванни шляхом вирішення сполученої задачі розтікання

електричного струму і виділення тепла Джоуля. Моделювали плавильний простір пілотного пристрою ПВП місткістю 200 кг по рідкому металу, беручи до уваги специфіку теплопередачі від теплогенеруючої шлакової ванни до рідкого продукту відновлення зверху вниз, що є несприятливим фактором.

Рішення завдання попередньо бачиться в організації примусового перемішування рідкої фази. Оцінка конвективної складової теплопереносу [105,211] полягає у введенні ефективного коефіцієнта теплопровідності середовища $\lambda_{\text{ef}} = \chi_{\text{con}} \lambda$, Вт/(мК) за допомогою множника χ_{con} до стаціонарної теплопровідності λ :

$$\chi_{\text{con}} = 0,18(\text{Pr} \cdot \text{Gr})^{0,25} \quad (6.20),$$

де $\text{Pr} = \rho C \nu / \lambda$, $\text{Gr} = \beta g L^3 \Delta t / \nu^2$ —числа Прандтля и Грасгофа для; L – характерний розмір: глибина ванни, м; g —прискорення сили тяжіння, м/с²; Δt – перепад температури в об'ємі фази, °С. ρ, C, ν, β —щільність, теплоємність, кінематична в'язкість, коефіцієнт термічного розширення середовища рідкої ванни, відповідно.

Завдання в стаціонарній постановці вирішували в пакеті ELCUT 6.2 методом кінцевих елементів. Електромагнітні явища в рідкій ванні при протіканні електричного струму описуються рівняннями Максвелла (2.27,2.28), узагальненим законом Ома (2.29) і законом збереження електричного заряду (2.30). Теплові явища описуються рівнянням теплопровідності з урахуванням теплоти Джоуля (2.26).

Граничні умови і параметри розрахункових областей дано в табл. 6.7. Розміри розрахункової плоскої моделі: довжина і глибина шлакової ванни 1 і 0,1 м відповідно; довжина і глибина металеві ванни 0,4 і 0,24 м відповідно (рис. 6.9а). Поле температур в ванні, з урахуванням симетрії, показано на рис. 6.9а.

В результаті моделювання встановлено, що умовою забезпечення рідкого стану металу в горні при виділенні теплоти Джоуля в шлаковій ванні, розташованій зверху металеві ванни, є реалізація конвективної теплопередачі з множником, що враховує вплив конвекції в теплогенеруючій шлаковій ванні, при

коефіцієнті стаціонарної теплопровідності не менше 2,7 (рис. 6.9). Режим забезпечується пневматичним перемішуванням рідких фаз.

Таблиця 6.7

Граничні умови моделювання теплового стану в ванні ПВП

Блок (Б)/грань (Г) і порядковий номер на рис. 6.9. Решта граней - тепло- і електрична ізоляція	Для блоку: теплопровідність λ і конвективний множник χ_{con} ; коефіцієнт термічного розширення β ; коефіцієнт динамічної в'язкості ν ; електропровідність σ_{el} ; амплітуда напруги U . Для грані: температура T ; коефіцієнт тепловіддачі при випромінюванні σ і конвекції α ; ступінь чорноти ε
Ванна металу (Б1)	$\lambda = 29$ Вт(м·К), $\chi_{\text{con}} = 8,3$ (оцінка по (6.20)); $\beta = 11 \cdot 10^{-6}$ 1/К; $\nu = 1,0 \cdot 10^{-6}$ м ² /с; $\sigma_{\text{el}} = 7,3 \cdot 10^5$ См/м [272]
Ванна шлаку (Б2)	$\lambda = 2,5$ Вт(м·К), $\chi_{\text{con}} = 2,7$ (оцінка по (6.20)); $\beta = 5 \cdot 10^{-6}$ 1/К [271,290–292]; $\nu = 3,06 \cdot 10^{-5}$ м ² /с; $\sigma_{\text{el}} = 150$ См/м
Подовий електрод (Б3)	$\lambda = 45$ Вт(м·К); $\sigma_{\text{el}} = 1,2 \cdot 10^6$ См/м [273]; $U = \pm 20$ В
Поверхня ванни (Г1)	$T = 1870$ К; $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м ² ·К ⁴); $\varepsilon = 0,6$
Водяне охолодження (Г2)	$T = 320$ К; $\alpha = 6000$ Вт/(м ² ·К)
Зовнішня поверхня (Г3)	$T = 470$ К; $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$; $\alpha = 20$ Вт/(м ² ·К); $\varepsilon = 0,8$

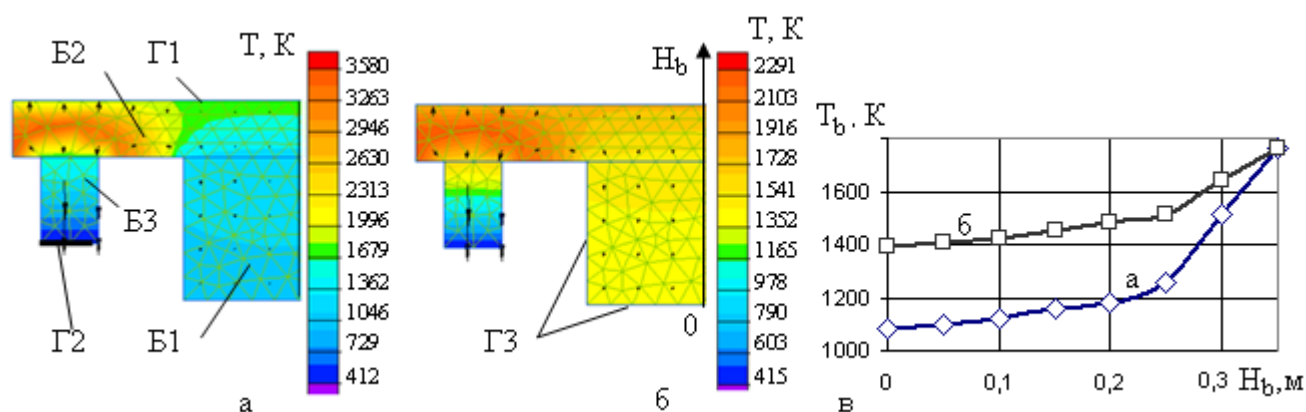


Рис. 6.9—Температурне поле в ванні ПВП без перемішування (а) і з перемішуванням (б); температура T_b по глибині ванни H_b (в) для випадків а, б.

6.4.3 Фізичне моделювання ПВП в електропечі з подовими електродами.

ПВП випробувано на пілотній установці ПП «Фірма РОУД» і ДВНЗ «ДонНТУ» місткістю до 200 кг по рідкому металу. Режимні параметри і результати

випробування [149] представлені в табл. 6.8. Експерименти виконували на змінному струмі (опити 1–3) при електричних параметрах: напруга 65–75 В, сила струму 1,75–1,90 кА, і на постійному струмі при аналогічних електричних параметрах (опит 4) для оцінки ролі електролізу в процесах відновлення. В якості вихідної шихти було випробувано техногенні ЗМ: в опитах 1 і 4 - окалина прокатних цехів, в опиті 2 - шлак доменного цеху, в опиті 3 - колошниковий пил доменного цеху. В якості відновника в опитах 1–3 застосовували вугілля марки АР в кількості 25 % від маси ЗМ, шлакоутворюючі - вапно в кількості близько 10 % від маси ЗМ. Продувку ванни киснем вели зверху через витратну трубку. Під час опиту 4 на постійному струмі вуглецевий відновник і кисень не вживали. Продуктом процесу у всіх опитах був рідкий чавун.

Таблиця 6.8

Режимні параметри і результати дослідних плавок

№ опиту	Склад вихідної шихти (ЗМ), %						Склад продукту (чавун), %					
	Fe ₂ O ₃ + FeO	CaO + MgO	SiO ₂	MnO	Zn	C	Fe	C	Mn	S	P	Zn
1	90,9	1,0	3,2	0,4	-	0,26	96,5	2,2	0,32	0,040	0,08	-
2	63,5	4,4	14,0	0,06	0,1	5,8	94,8	3,4	0,12	0,065	0,12	0,08
3	66,8	6,9	8,6	0,2	1,5	9,4	94,6	4,1	0,14	0,055	0,11	0,34
4	90,9	1,0	3,2	0,4	-	0,26	97,3	2,2	0,33	0,040	0,08	-

Продовження табл. 6.8

Склад шлаку, %			Маса, кг			Час плавки, хв.	Вихід придатного, %	Витрата на 1 кг продукту	
Fe ₂ O ₃ + FeO	CaO + MgO	SiO ₂	ЗМ	Продукту	шлаку			електроенергія, кВтг	кисень, м ³
9,4	64,5	11,9	42,0	27,5	6,5	57	94	2,12	0,25
17,9	41,8	32,7	39,5	17,4	15,8	68	76	2,25	0,28
15,2	40,3	33,8	38,9	15,7	13,4	66	71	2,29	0,28
4,8	57,3	32,2	25,5	8,4	6,2	125	48	4,54	-

Старт процесу, з метою створення первинного електричного ланцюга і виділення тепла Джоуля, необхідного для розігріву печі, здійснювали на електропровідному коксовому дріб'язку, який поміщали між ПЕ.

Вихід придатного при відновленні залізовмісних відходів оцінювали відношенням маси заліза в чавуні до маси загального заліза в ЗМ з урахуванням втрат заліза зі шлаком.

При дослідженні енергетичного балансу ПВП в лабораторній установці виходили з оцінки співвідношення теплоти Джоуля, що виділяється в шлаковій ванні, і теплоти окислення вуглецю металевій ванні, як 1 до 0,35 та теплового ККД печі 0,75.

Згідно з наведеними даними, ЗМ у вигляді окалини є найбільш прийнятним вихідним матеріалом, що забезпечує вихід придатного 94 % і витрату електроенергії 2,12 кВтг/кг продукту. З урахуванням теплоти екзотермічних реакцій в рідкій ванні при продувці киснем, в припущенні, що останній витрачається переважно на окислення вуглецю, загальна питома витрата енергії складала на лабораторній установці 12–13 МДж/т продукту, що відповідає показникам процесу «ІТmk3». З іншими ЗМ: шлаком і плавильний пил, техніко-економічні показники ПВП погіршуються на 20–25 %, як по виходу придатного, так і по енергоефективності.

У разі відновлення шляхом електролізу на постійному струмі, показники процесу знижуються приблизно вдвічі.

6.5 Розробка камери первинного знепилення ДСП малої місткості

Пристрій газоочистки з блоком рукавних тканинних фільтрів, що забезпечує діючі норми по емісії пилу, потребує попереднього знепилення газового потоку (Розділ 1, п. 1.6.2). Масштабування КДПЗ великих ДСП не завжди ефективно щодо малих печей (3–20 т), що діють в умовах обмеженого простору сталеливарних цехів машинобудівних заводів. Для даної категорії печей, в т.ч. з

системою розосередженої аспірації (Розділ 5), розроблена компактна КДПЗ, представлена, в прив'язці до ДСП, на рис. 6.10.

Пристрій являє собою інерційний пиловловлювач з водоохолоджуваними стінками і спреєрним охолодженням пилогазового потоку. Ефективне охолодження ПГС перед блоком рукавних фільтрів шляхом відбору теплоти випаровування води, що розпилюється, може бути необхідним у разі обмеженості простору для розміщення конвективного охолоджувача. Детальніше устрій і робота камери розглянуті в Розділі 8.

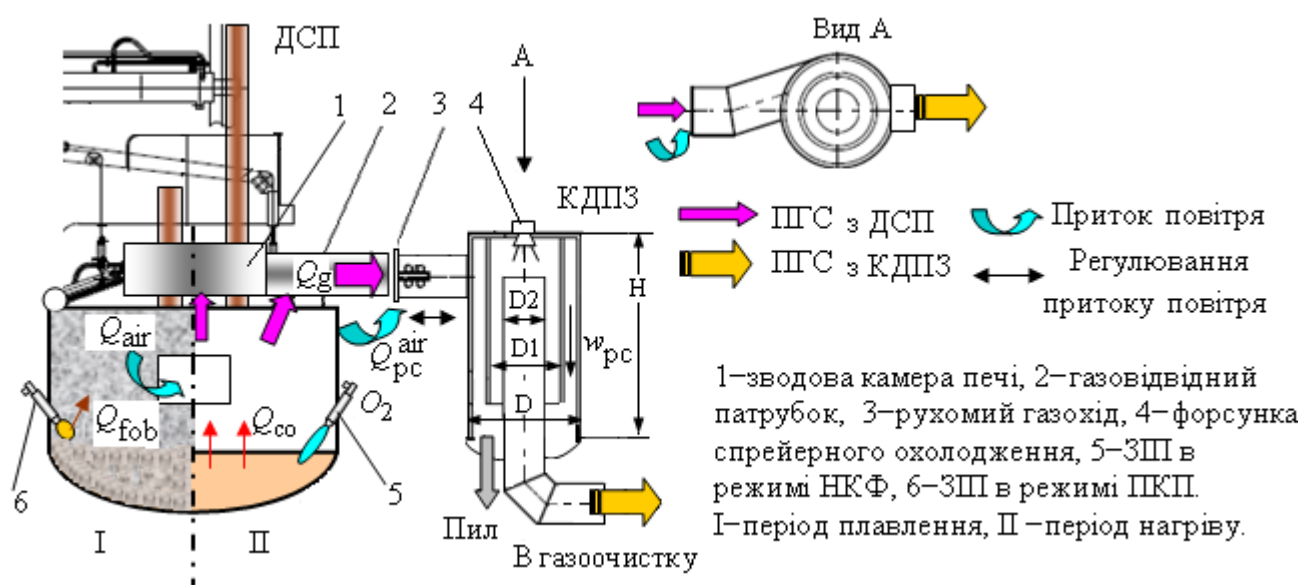


Рис. 6.10–Система первинного знепилення ДСП малої місткості

6.5.1 Основи розрахунку параметрів КДПЗ ДСП малої місткості

Параметри ПГС: витрата, склад, температура є основою розрахунку КДПЗ. Їх оцінка виконана в табл. 6.9 з таких передумов: піч працює з базовим ЕТР; маса плавки $M=15$ т; сумарна потужність ПКП $P_{fob}=3$ МВт; температура продуктів горіння (з урахуванням пірометричного коефіцієнту) $t_{fob}=1620$ °С; калорійність природного газу, як палива ПКП $E_{ng}=36$ МДж/нм³; витрата кисню в рідку ванну $q_{O_2}=25$ нм³/т за $\tau_{O_2}=20$ хв роботи фурми; температура СО, що виділяється з ванни $t_{co}=1600$ °С; розрідження в печі в періоди плавлення і нагріву $\Delta p=30$ і 20

Па, відповідно. Площа притоку повітря і коефіцієнт витрати повітря $F_0 = 0,3 \text{ м}^2$ і $\varphi_0 = 0,8$; температура приточного повітря $t_{\text{air}} = 30 \text{ }^\circ\text{C}$; ступінь допалювання СО в робочому просторі печі $\eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} = 0,2$ [3]; теплота і температура реакції допалення СО $E_{\text{co}} = 10,16 \text{ МДж/кг}$ і $t_{\text{co}}^{\text{pc}} = 1520 \text{ }^\circ\text{C}$ (з урахуванням пірометричного коефіцієнту); газове середовище за теплофізичними характеристиками відповідає повітрю (табл. 5.1): щільність $\rho_g = 1,29 \text{ кг/м}^3$; теплоємність $C_g = 1,2 \text{ кДж/(кгК)}$. Теплообміном газу зі стінками КДПЗ нехтуємо через швидкоплинність процесу.

Таблиця 6.9

Розрахунки параметрів ПГС в ДСП місткістю 15 т по періодах плавки.

Пара-метр	Од. вим.	Розрахунки	Величина
Період плавлення			
Витрата газу	нм ³ /с	$Q_{\text{gm}} = Q_{\text{fob}} + Q_{\text{air}}$ де $Q_{\text{fob}} = (3P_{\text{fob}} / E_{\text{ng}})$ – витрата продуктів ПКП; $Q_{\text{air}} = \varphi_0 \sqrt{(2\Delta p / \rho_g)} F_0$ – приток повітря в піч	1,88
Склад газу	%	$\text{CO}_{2\text{m}} = (Q_{\text{fob}} / 3Q_{\text{gm}})10^2$; $\text{N}_{2\text{m}} = (0,79Q_{\text{air}} / Q_{\text{gm}})10^2$; $\text{H}_2\text{O}_{\text{m}} = (Q_{\text{fob}} / 1,5Q_{\text{gm}})10^2$; $\text{O}_{2\text{m}} = (0,21Q_{\text{air}} / Q_{\text{gm}})10^2$	4,4; 68,5; 8,8; 18,2 в порядку визначення
Температура газу	°C	$t_{\text{gm}} = (Q_{\text{fob}}t_{\text{fob}} + Q_{\text{air}}t_{\text{air}}) / (Q_{\text{fob}} + Q_{\text{air}})$	295
Період нагріву			
Витрата газу	нм ³ /с	$Q_{\text{gh}} = Q_{\text{co}} + Q_{\text{air}}$ де $Q_{\text{co}} = 2q_{\text{O}_2} \text{ М} / 60\tau_{\text{O}_2}$ – витрата СО, нм ³ /с	1,90
Склад газу	%	$\text{CO}_{2\text{h}} = (Q_{\text{co}}\eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / Q_{\text{gh}})10^2$; $\text{CO}_{\text{h}} = (Q_{\text{co}} / Q_{\text{gh}})10^2$ $\text{N}_{2\text{h}} = (0,79Q_{\text{air}} / Q_{\text{gh}})10^2$; $\text{O}_{2\text{h}} = [(0,21Q_{\text{air}} - Q_{\text{co}}\eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / 2) / Q_{\text{gh}}]10^2$	6,6; 26,3; 55,6; 11,5 в порядку визначення
Температура газу	°C	$t_{\text{gh}} = \frac{t_{\text{co}}(1 - \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}}) + [Q_{\text{air}} - (Q_{\text{co}}\eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / 2)]t_{\text{air}} / Q_{\text{co}} +}{(1 - \eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}}) + [Q_{\text{a}} - (Q_{\text{co}}\eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / 2)] / Q_{\text{co}} +}$ $\frac{+ E_{\text{co}}\eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / C_g}{+ (E_{\text{co}}\eta_{\text{pc}}^{\text{eaf}} / t_{\text{pc}}C_g)}$	904

У табл. 6.10 виконана оцінка параметрів ПГС в КДПЗ в період нагріву. Критерієм ефективного знепилення в інерційних пиловловлювачах є швидкість газового потоку в робочих умовах порядку $w_{pc} = 7$ м/с [288]. У даній конструкції (рис. 6.11) вона, крім витрат та температури газу, визначається площею кільцевих прохідних перетинів, тобто співвідношенням між D, D_1, D_2 . При $D=2$, $D_1=1,5$, $D_2=0,7$ м розрахункова швидкість газу в КДПЗ є прийнятною.

Таблиця 6.10

Розрахунки параметрів ПГС в КДПЗ в період нагріву

Пара-метр	Од. вим.	Розрахунки	Величина
Витрата газу	нм ³ /с	$Q_{gpc} = Q_{gh} + Q_{pc}^{air}$ де $Q_{pc}^{air} = [Q_{co}(1 - \eta_{pc}^{eaf}) / (2 \cdot 0,21)] - (O_{2h} / 100)Q_{gh}$ – приток повітря для допалювання СО, нм ³ /с	1,96
Склад газу	%	$CO_{2pc} = [Q_{co} / [Q_{gh} - (O_{2h} / 100)Q_{gh}] + 0,79Q_{pc}^{air}]100$;	34,7
		$N_{2pc} = [0,79(Q_{air} + Q_{pc}^{air}) / Q_{gh} - (O_{2h} / 100)Q_{gh} + 0,79Q_{pc}^{air}]100$	65,3
Температура газу	°С	$t_{gpc} = \frac{[Q_{gh} - (O_{2h} / 100)Q_{gh}]t_{gh} + 0,79Q_{pc}^{air}t_{air} + E_{co}(1 - \eta_{pc}^{eaf})Q_{co}/C_g}{+0,79Q_{pc}^{air} + E_{co}(1 - \eta_{pc}^{eaf})Q_{co}/(t_{pc}C_g)}$	1594
Швидкість газу*	м/с	В період плавлення: $w_{pcm} = [Q_{gm}[(t_{gm} + 273) / 273] / F_{pc}$	2,2–3,1
		В період нагріву: $w_{pch} = [Q_{gh} - (O_{2h} / 100)Q_{gh}] + 0,79Q_{pc}^{air} [(t_{gpc} + 273) / 273] / F_{pc}$ де $F_{pc1} = \pi / 4(D^2 - D_1^2)$; $F_{pc2} = \pi / 4(D_1^2 - D_2^2)$ – площа кільцевих перерізів КДПЗ, м ²	7,1–10,2

* розбіг значень в кільцевих перерізах F_{pc1}, F_{pc2}

Критерієм допалення СО до ГДК є температура в КДПЗ не нижче 1000 °С і час перебування не менше 1 с [45,127–129]. Дані умови, згідно розрахункам (табл. 6.10), забезпечується при висоті робочого простору КДПЗ $H = 2$ –2,5 м.

6.5.2 Чисельне моделювання процесу знепилення

Оцінка ефективності знепилення газу в КДПЗ виконана чисельно в пакеті «CosmosFloWorks» за умов турбулентної течії на основі рівнянь Нав'є-Стокса і нерозривності з використанням $k-\varepsilon$ моделі турбулентності (2.22–2.25). Визначено поле швидкостей (рис. 6.11a) при наступних граничних умовах: в перерізі вихідного патрубку КДПЗ задано розрідження 60 Па; в перетині вхідного патрубку задано атмосферний тиск і температура газу ($1594\text{ }^{\circ}\text{C} + 273$) К на поверхнях, що обмежують - стінка з шорсткістю 1 мм; робочий газ - повітря. Розміри камери прийняті: $D = 2$, $D1 = 1,5$, $D2 = 0,7$ м, висоту варіювали в межах $H = (0,5 \div 1,5)D$.

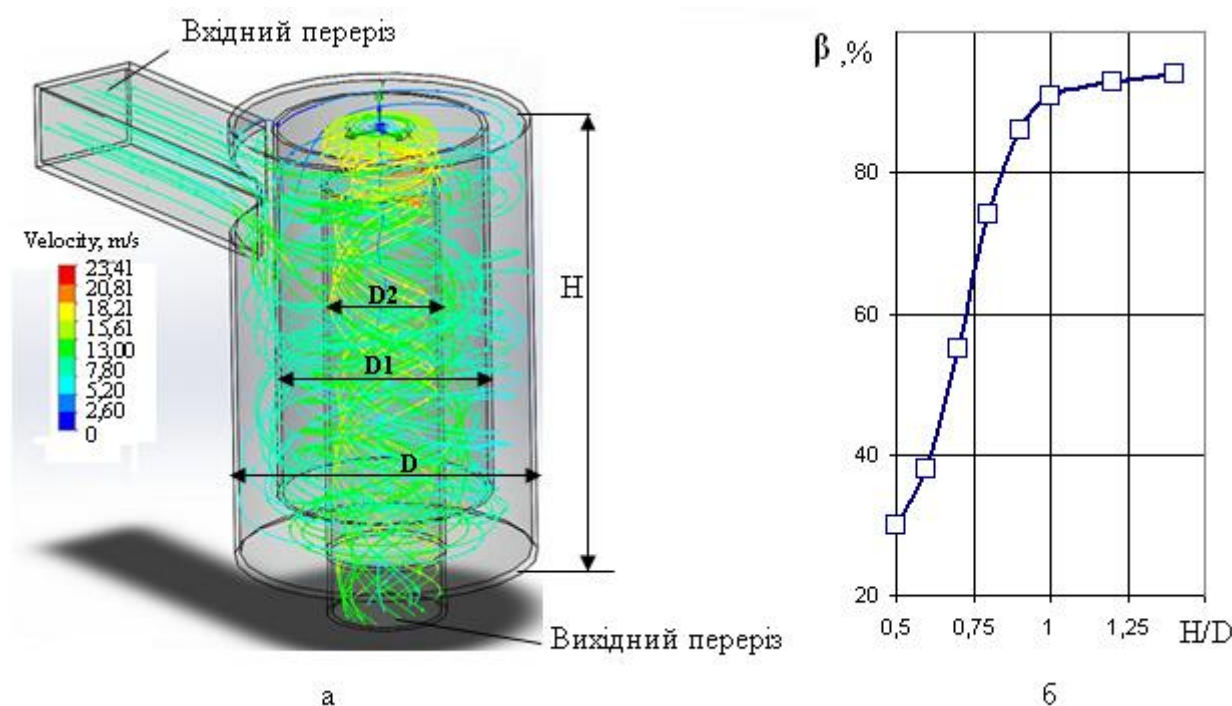


Рис. 6.11 – Поле швидкостей (a) і ефективність знепилення β в залежності від H/D камери при $D/D1 = 1,5$ (б). Позначення – в тексті.

На отримані результати розрахунку поля швидкостей накладали потік частинок плавильного пилю («particle studies») з наступними параметрами: інтенсивність пиловиділення 0,042 кг/с, середній розмір частинок 50 мкм, щільність 3 г/см^3 , що відповідає пилю ДСП [111]. Число умовних частинок, для

дослідження їх поширення в КДПЗ в потоці газів, прийнято 100. Швидкість і температура частинок пилу в чисельній моделі «прив'язані» до розрахункових параметрів газового потоку. Ступінь знепилення $\beta, \%$, яку визначали числом частинок n_{out} , зафіксованих у вихідному перерізі КДПЗ $\beta = n_{out}$, представлена в залежності від H / D на рис. 6.11б.

За результатами моделювання, розрахункова ефективність знепилення щодо крупних частинок (50 мкм і більше) становить 90–92 % при $H / D = (1-1,5)$.

Висновки

1. Розроблено енергоекологічну концепцію утилізації пилогазового середовища ДСП, спрямовану на підвищення енергоефективності електросталеплавильного виробництва. Вона включає середньотемпературний (до 450 °С) попередній нагрів скрапу теплотою газів, що відходять з ДСП; термохімічну регенерацію природного газу спільно з газами, що відходять з ДСП для інтенсифікації плавки; універсальний плавильно-відновлювальний процес утилізації залізовмісних відходів в електропечі з подовими електродами; камеру первинного знепилення ДСП малої місткості.

2. Чисельними дослідженнями термодинаміки і кінетики процесу горіння монооксиду вуглецю показано, що при двохстадійному притоці повітря для стехіометричного допалення СО і охолодження теплоносія у співвідношенні первинного і вторинного повітря 1 до 3,5, комплексно вирішуються завдання: досягнення ГДК СО; отримання теплоносія з температурою до 500 °С, що виключає утворення токсичних PCDD/F при нагріванні скрапу, а також прийнятні температурні умови експлуатації рукавних тканинних фільтрів системи газоочистки.

3. Методом чисельного моделювання процесу теплообміну скрапу і газового теплоносія в шарі шихти при варіюванні насипної щільності, середнього розміру фрагментів скрапу і відношення висоти до діаметру нагрівальної камери встановлено, що шредерний скрап стандартної насипної щільності 0,9 т/м³ в кількості

половини маси плавки (з урахуванням витратного коефіцієнта) можна нагріти відхідними газами ДСП до температури 450 °С за період сталої емісії відхідних газів, придатних для нагріву. Зменшення насипної щільності і розміра фрагментів скрапу, а також збільшення відношення висоти камери нагріву до її діаметру в межах від 0,7 до 1,5–2,0 підвищує швидкість нагріву.

4. На основі термодинамічного аналізу обґрунтовано альтернативне енергозабезпечення шляхом термохімічної регенерації (ТХР) природного газу спільно з відхідними газами ДСП електросталеплавильного процесу з безперервним завантаженням скрапу в рідку ванну. Попередній нагрів скрапу спалюванням отриманого при ТХР синтез-газу підвищує тепловий ККД печі на 5–6 %, знижує витрати природного газу на 21 % і емісію CO₂ на 9,8 %.

5. Для рідкофазного вуглецевотермічного плавильно-відновного процесу (ПВП) в теплогенеруючій шлаковій ванні електричної печі з подовими електродами (ПЕ) встановлено, що для отримання рідкого металізованого продукту в горні, відокремленого від ПЕ шаром шлаку, множник, що враховує вплив конвекції у ванні, при коефіцієнті стаціонарної теплопровідності має становити не менше 2,7. Випробування ПВП на 200-кг пілотній установці показало вихід придатного 71–94 % при витратах електроенергії 2,12–2,29 кВтг/кг продукту, що відповідає кращим закордонним аналогам «ITmk3» (США, Японія) і «OxySur» (ФРН).

6. На основі чисельних досліджень руху пилогазового середовища в інерційному пиловловлювачі циклонного типу, розроблено компактну камеру первинного знепилення ДСП малої місткості. При співвідношенні висоти до діаметра камери 1:1 - 1,5:1, забезпечується осадження 90–92 % важких частинок пилу, що знижує навантаження на рукавні тканинні фільтри.

Основні положення Розділу 6 опубліковані в [149], [258], [263], [265], [266], [267].

7. ПІДВИЩЕННЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ ДСППС НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕНЬ ЕЛЕКТРОВИХРОВИХ ТЕЧІЙ В ВАННІ І ТЕПЛОПЕРЕДАЧІ

7.1 Структура і зміст розділу

Енергоефективність ДСППС визначається можливостями використання електровихрових течій (ЕВТ) в плавильному просторі для технологічних цілей. Для печей ливарного класу пріоритетом є інтенсифікація процесів тепломасообміну шляхом оптимізації геометрії сталеплавильної ванни і розташування подових електродів (ПЕ). Для «великої» металургії, зокрема «flat bath» процесу, актуальним є питання сталого теплового стану ПЕ, що визначає продуктивність ДСППС. Структура і зміст розділу пояснюються рис. 7.1.



Рис. 7.1–Структура и зміст розділу.

7.2 Моделювання ЕВТ в ванні ДСППС ливарного класу і оптимізація плавильного простору за критерієм максимальної потужності перемішування

Завдання оптимізації геометрії плавильного простору ДСППС шляхом варіювання співвідношення діаметру і глибини ванни та розташування ПЕ при фіксованій масі сталі за критерієм максимальної потужності ЕВТ-перемішування у відомих дослідженнях не розглядали. Певний інтерес являє собою оцінка ефективності застосовування різних типів ПЕ (Розділ 1, п. 1.8).

Параметром, що характеризує металургійну ефективність ЕВТ в ванні ДСППС, є питома на одиницю маси металу M потужність перемішування N_{evf} , Вт/т, що визначається добутком об'ємної електромагнітної сили (ОЕМС) F_{em} , Н, активного об'єму ванни V_{ab} , м³ і характерної швидкості ЕВТ розплаву u_{evf} , м/с.

$$N_{\text{evf}} = (F_{\text{em}} V_{\text{ab}} u_{\text{evf}}) / M \quad (7.1)$$

Термін «активний об'єм» застосовується до частини ванни, через яку переважно проходять силові лінії електричного струму між верхнім і подовим електродами і, таким чином, виникає ОЕМС. Прийнято, що в межах активного об'єму щільність струму зменшується не більше ніж в $e=2,718$ рази від максимального значення. ОЕМС є векторним добутком середньої щільності електричного струму $\vec{j}$, А/м² в перерізі активного об'єму ванни радіусом R_{ab} , м та індукції магнітного поля $B = \mu_0 H$, Тл, де μ_0 – магнітна стала ($1,26 \cdot 10^{-6}$ кг·м/(А²·с²)), $H = \vec{j} \pi R_{\text{ab}}^2 / (2\pi R_{\text{ab}})$ – напруженість магнітного поля по периметру перерізу активного об'єму ванни, А/м. Рівняння для абсолютної величини ОЕМС, з урахуванням геометричних параметрів ванни ДСППС, в скалярній формі набуває вигляду:

$$F_{\text{em}} = (\mu_0 / 2) \vec{j}^2 R_{\text{ab}} \quad (7.2)$$

Характерна швидкість ЕВТ в активному об'ємі ванни визначається наступною залежністю, що була отримана на основі балансу ОЕМС і сил інерції в припущенні рівномірного руху рідини [155]:

$$u_{\text{evf}} = \bar{j} H_b \sqrt{\mu_0 / \rho} \quad , \text{ м/с} \quad (7.3),$$

де ρ – щільність рідкої сталі, кг/м³; H_b – глибина ванни, м.

З урахуванням (7.1–7.3), потужність перемішування при ЕВТ визначається так:

$$N_{\text{evf}} = \bar{j}^3 R_{\text{ab}}^3 H_b^2 \pi \mu_0^{1,5} / (2 \rho^{0,5} M), \text{ Вт/т} \quad (7.4)$$

Як слідує з (7.4), істотний вплив на N_{evf} надають: щільність струму, радіус активного об'єму і глибина сталеплавильної ванни. Для розрахунку N_{evf} розроблена методика, яка полягає в чисельному моделюванні двовимірної задачі стаціонарної електропровідності в пакеті прикладних програм ELCUT 6.2 [231] з представленням результатів у вигляді полів щільності електричного струму в ванні, та оцінкою на їх основі інтегральних показників ЕВТ: F_{em} , V_{ab} , $\bar{j}$, N_{evf} .

Моделювали розтікання струму у ванні 12-т ДСППС в реальному лінійному масштабі. Електромагнітні явища в рідкій ванні при протіканні електричного струму описуються рівняннями Максвелла (2.27, 2.28), узагальненим законом Ома для рухомого середовища (2.29) і законом збереження електричного заряду (2.30). Рішення завдання виконується методом кінцевих елементів.

Форма сталеплавильної ванни прийнята циліндро-сферична з відношенням елементів по висоті 1:1. У моделі варіювали глибину ванни, кількість стрижневих ПЕ (один або два), крок між двома ПЕ (L , м) або зсув поздовжньої осі ПЕ щодо осі симетрії печі (B , м), тип ПЕ (стрижневий, діаметром d_{beb} , м; пластинчастий, діаметром $d_{\text{бер}}$, м). Верхній електрод (діаметром d_e , м) було розташовано

осесиметрично, що є типовим для практики. Глибину ванни, при даній масі плавки, співвідносили з діаметром ванни через рівняння об'єму тіла обертання (3.1). Було розглянуто два варіанти ванни: базова (стандартна) і «глибока», з урахуванням обмежень (Розділ 3, п. 3.3). Всі розміри моделі наведені в табл. 7.1.

Таблиця 7.1

Вихідні дані і граничні умови чисельного моделювання розтікання струму в сталеплавильній ванні

Блок (Б)/ грань (Г) і порядковий номер на рис. 7.2,7.3.	Електропровідність для блоку. Потенціал для грані	Розміри, м (рис. 7.2,7.3)	
		Базова ванна $D_b=2,30$; $H_b=0,60$; $L=(0\div0,75)\cdot D_b$; $B=L/2$	«Глибока» ванна $D_b=1,80$; $H_b=1,0$; $L=(0\div0,75)\cdot D_b$; $B=L/2$
Електрод верхній графітований (Б1)/ Катод (Г1)	105000 См/м [268]; -150 В	$d_e=0,4$	
Електрична дуга (Б2)	5600 См/м [269,270]	Діаметр 0,08; довжина 0,15 [156,232]	
Рідкий шлак (Б3)	110 См/м [271]	Товщина шару 0,10м	
Рідка сталь (Б4)	730000 См/м [272]	Відповідно до розмірів ванни	
Сталева частина ПЕ (Б5)/ Анод (Г2)	1200000 См/м; +150 В [273]	$d_{beb}=0,20$ для стрижневого ПЕ	
		$d_{beb}=(0,5\div0,75)\cdot D_b$ для пластинчастого ПЕ	

Модель включає розрахункові блоки і грані, зазначені на рис. 7.2 для базової ванни і рис. 7.3 для «глибокої» ванни, характеристики яких наведено в табл. 7.1. Для решти граней в моделі граничною умовою є електрична ізоляція.

В отримане поле щільності струму на середньому по глибині горизонті ванни вводили контур (рис. 7.2а, 7.3а), на якому аналізували розподіл параметру по радіальній координаті. Визначали радіус активного об'єму і середню величину щільності струму $\bar{j}$, як полусуму максимального $j_{\max}$ і умовного $j_{\max}/e$ значень, що входять в залежність (7.4) для шуканої потужності перемішування при ЕВТ.

Результати моделювання [274] у вигляді полів щільності струму наведені на рис. 7.2 (базова ванна) і рис. 7.3 («глибока» ванна) для варіантів ПЕ стрижневого

типу: а) осесиметрично розташований - базовий варіант; б) два симетрично встановлених; в) зміщений від осі симетрії; а також ПЕ пластинчастого типу (г).

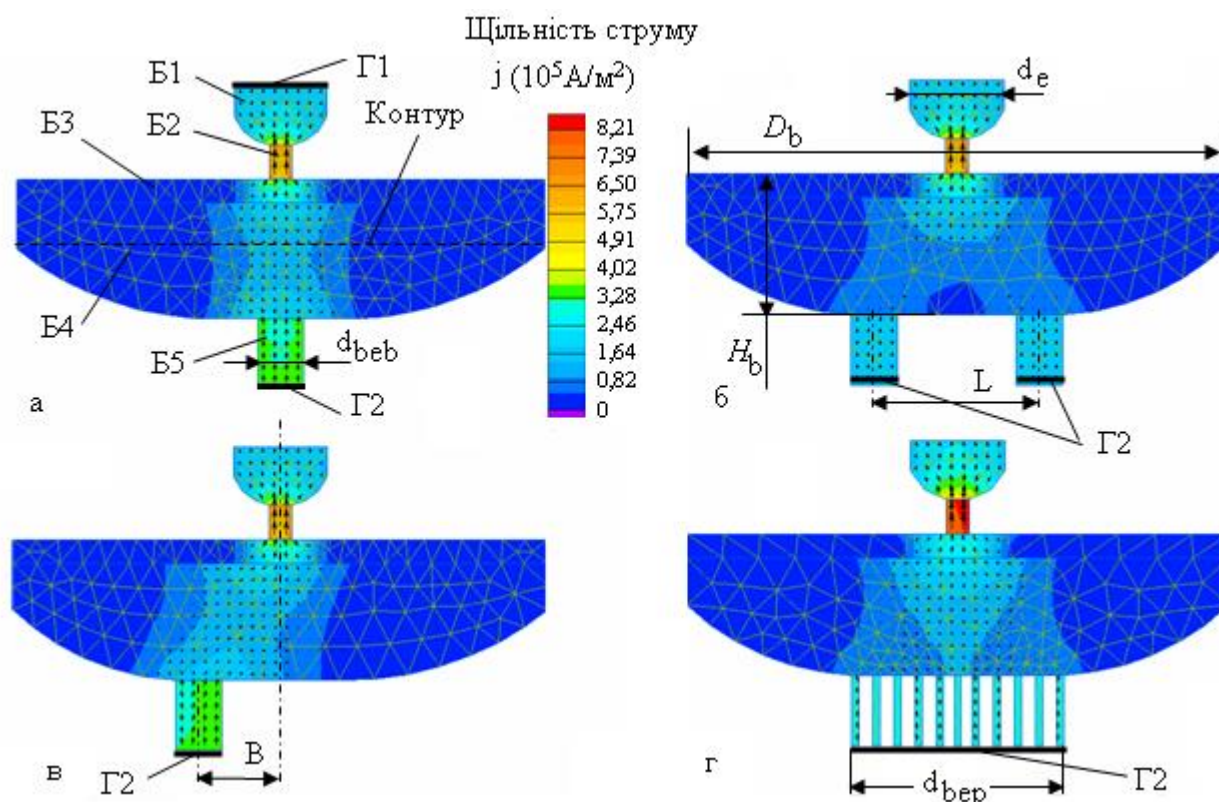


Рис. 7.2 – Поле щільності електричного струму в 12-т ДСППС з базовою ванною. Позначення – в тексті.

На рис. 7.4 представлені залежності щільності струму від радіальної координати на середині глибини базової (I) і «глибокої» (II) ванни для варіантів ПЕ а–г.

Оцінка потужності перемішування ванни при ЕВТ по (7.4) в залежності від геометричних співвідношень ванни і ПЕ наведені на рис. 7.5 для варіантів ПЕ а–г. Інтегральні показники, що характеризують ЕВТ для розглянутих варіантів при їх реалізації (з урахуванням накладених обмежень на L, B, d_{ber}) для досягнення максимальної потужності перемішування, наведені в табл. 7.2.

Згідно з наведеними даними, максимальна щільність струму спостерігається в дузі, катодній плямі і ПЕ (рис. 7.2, 7.3). Оцінка сили струму у вторинному ланцюзі ДСППС показує величину 4–6 кА, що відповідає практиці і свідчить про

досить коректне завдання електропровідності середовищ в розрахункових блоках (табл. 7.1).

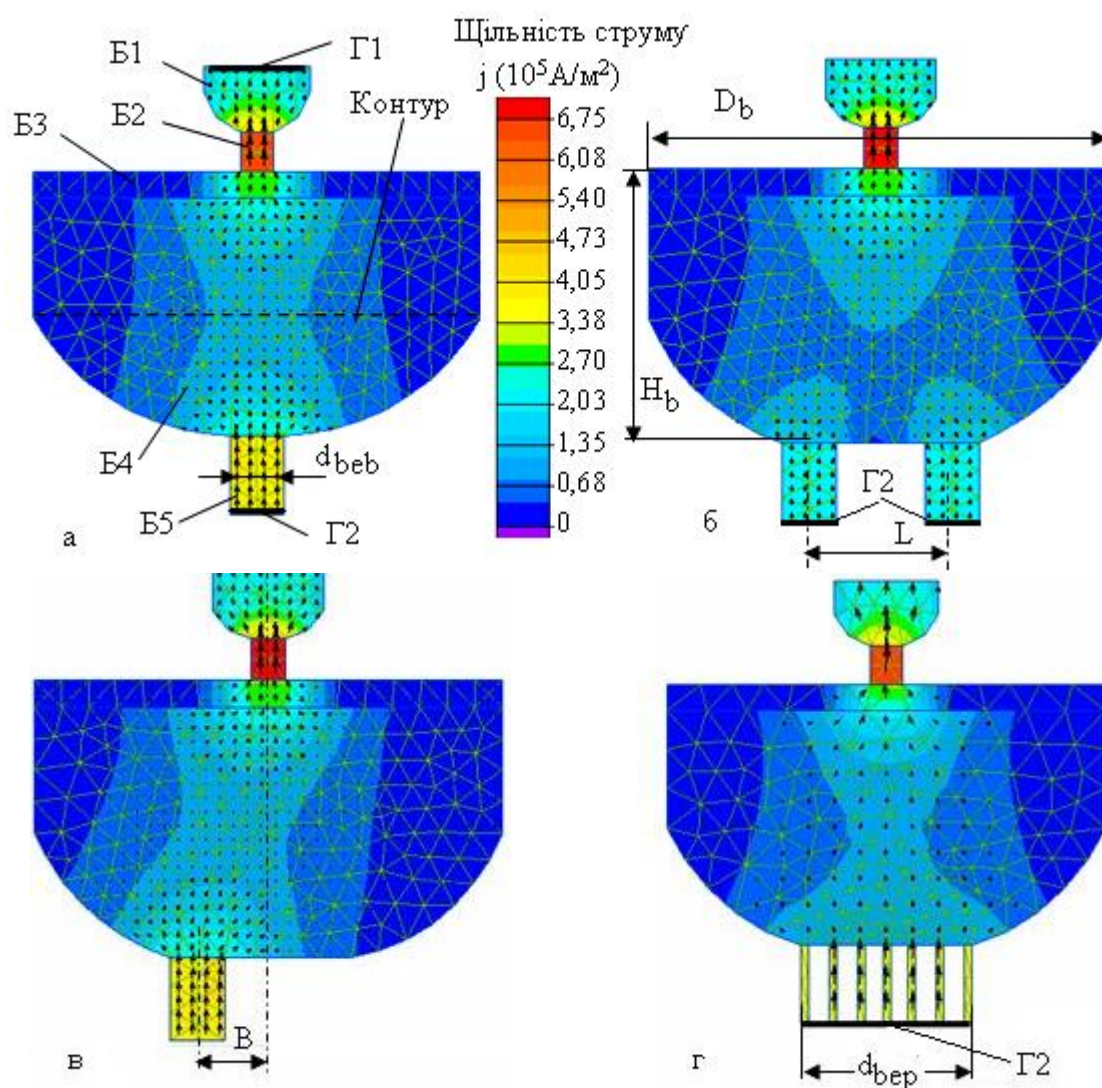


Рис. 7.3 – Поле щільності електричного струму в 12-т ДСПС з «глибокою» ванною. Позначення – в тексті.

Розподіл щільності струму у ванні при осесиметричному розташуванні ПЕ (рис. 7.2а, 7.2г, 7.3а, 7.3г), є близьким до нормального (рис. 7.4-Іа, 7.4-Іа, 7.4-Іг, 7.4-ІІг) і узгоджується з даними [156]. При симетричній установці другого ПЕ (рис. 7.2б, 7.3б) на кривій щільності струму з'являються два максимуми по осях ПЕ (рис. 7.4-Іб, 7.4-ІІб). Зсув поздовжньої осі ПЕ щодо осі симетрії ванни (рис. 7.2в, 7.3в) змінює картину нормального розподілу і веде до збільшення щільності струму в активному об'ємі ванни (рис. 7.4-Ів, 7.4-ІІв).

Розрахункові значення характерної швидкості ЕВТ від 0,27 до 0,86 м/с (табл. 7.2) узгоджуються з даними чисельного і фізичного моделювання [156–158]. Потужність перемішування при ЕВТ для розглянутих варіантів геометрії системи ванна-ПЕ знаходиться в межах від 11 для базового варіанту до 105 Вт/т при зміщеному ПЕ в «глибокій» ванні (табл. 7.2), що відповідає зазвичай реалізованій потужності пневматичного перемішування в сталеплавильній ванні [78].

При переході від базової ванни (рис. 7.2) до «глибокої» (рис. 7.3), всі параметри ЕВТ: відносний активний об'єм ванни, ОЕМС, характерна швидкість течії і потужність перемішування істотно зростають (табл. 7.2, рис. 7.5): показник зростання N_{evf} для варіантів ПЕ становить: а – 8,4 рази, б – 2,9 рази, в – 1,25 рази, г – 3,5 рази. При певному зміщенні ПЕ стрижневого типу від осі симетрії печі (рис. 7.2в, 7.3в), роль глибини ванни в формуванні ЕВТ зменшується через зростання, за рахунок зсува ПЕ, міжелектродної відстані анод-катод, як фактора, що визначає характеристики ЕВТ. Однак при цьому слід очікувати посилення негативного впливу ЕВТ на футерівку внаслідок наближення ПЕ до стін ванни.

ПЕ стрижневого типу забезпечує більш високу потужність ЕВТ-перемішування, особливо в «глибокій» ванні, ніж ПЕ пластинчастого типу. Виняток становить осесиметричний варіант стрижневого ПЕ в базовій ванні, що за величиною N_{evf} поступається ПЕ пластинчастого типу (рис. 7.5, табл. 7.2).

Отримані результати щодо характеру впливу другого ПЕ і зміщення ПЕ стрижневого типу відповідають даним фізичного моделювання [157]. При установці двох ПЕ стрижневого типу в базовій ванні (рис. 7.2б), в порівнянні з базовим варіантом (рис. 7.2а), суттєво зростають активний об'єм і потужність перемішування (до 3 разів), незважаючи на певне зниження щільності струму у ванні і характерної швидкості ЕВТ (рис. 7.4-Іб, табл. 7.2). Зсув ПЕ в базовій ванні представляється більш ефективним, ніж установка другого електроду, і дозволяє збільшити потужність перемішування більш ніж в 8 разів, в порівнянні з базовим варіантом (табл. 7.2), за рахунок збільшення відстані між ПЕ і катодом та щільності струму (рис. 7.4-Ів) і. У «глибокій» ванні переваги схеми з двома ПЕ і зі

зміщеним ПЕ практично нівелюються, а базовий варіант розташування ПЕ забезпечує високу N_{evf} завдяки оптимальному співвідношенню складових.

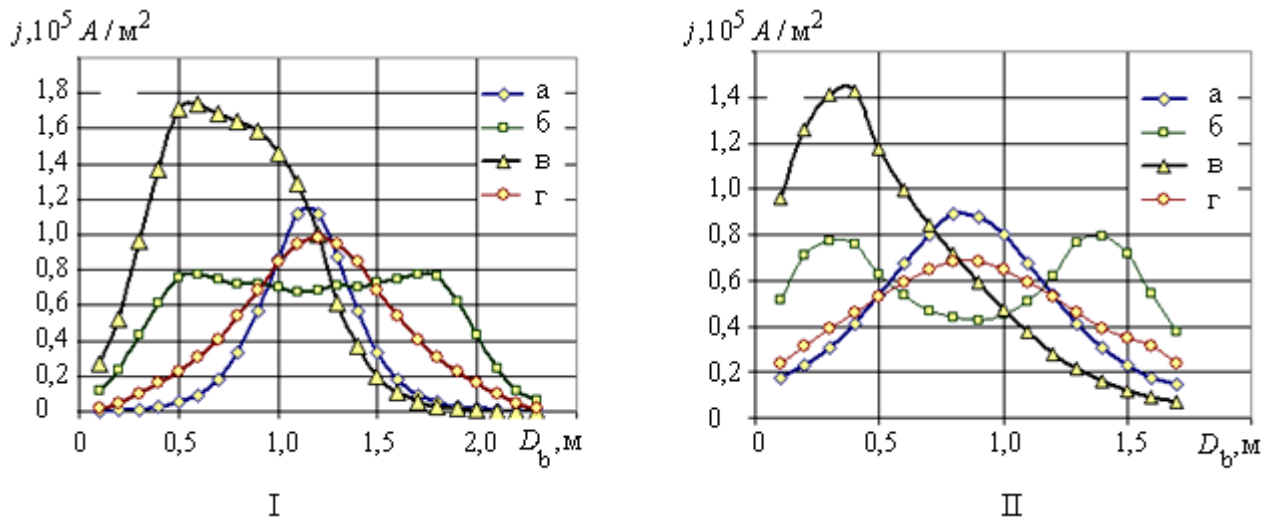


Рис. 7.4–Розподіл щільності струму j по діаметру ванни D_b на середині глибини в базовній (I) і «глибокої» (II) ванні. Варіанти ПЕ а–г: рис.7.2, 7.3.

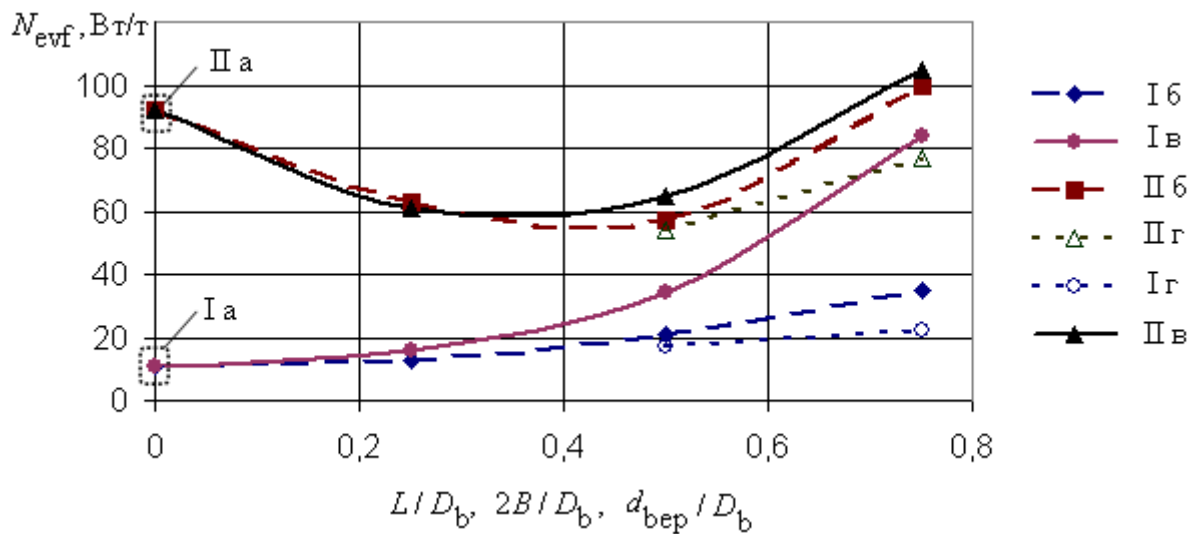


Рис. 7.5–Залежність потужності перемішування N_{evf} в 12-т ДСППС з базовою (індекс I) і «глибокою» (індекс II) ванною від: кроку між ПЕ стрижневого типу L/D_b (криві б), зміщення ПЕ стрижневого типу $2B/D_b$ (криві в) і відносного діаметру ПЕ пластинчастого типу d_{ber}/D_b (криві г).

Тривалість усереднення (τ_{mix} , с) рідкої сталі по температурі і хімічному складу пов'язана з потужністю перемішування ($N_{mix} = N_{evf}$, Вт/т) емпіричною залежністю [76] (табл. 2.3).

Таблиця 7.2

Розрахункові середні показники ЕВТ в ванні 12-т ДСППС

Показник, розмірність	В базовій стандартній ванні для варіантів ПЕ (рис. 7.2)				В «глибокій» ванні для варіантів ПЕ (рис. 7.3)			
	а	б	в	г	а	б	в	г
Щільність струму в ванні $\bar{j}$, кА/м ²	79	52	121	67	61	56	99	47
Відносний активний об'єм ванни, %	10,2	84,1	29,7	28,6	60,6	99,3	63,4	100
Об'ємна електро- магнітна сила F_{em} , Н	208	1472	1592	643	1391	2468	1460	1622
Швидкість ЕВТ в ванні u_{evf} , м/с	0,63	0,27	0,64	0,48	0,82	0,49	0,86	0,57
Потужність перемі- шування N_{evf} , Вт/т	11	35	84	22	92	100	105	77

На основі даних чисельного моделювання, в ДСППС з «глибокою» ванною потужність перемішування для розглянутих варіантів ПЕ збільшується в 1,3–8,4 рази в порівнянні з базовою ванною. Згідно [76], при цьому слід очікувати скорочення періоду доведення сталі за умови, що він лімітується процесами усереднення ванни за температурою і хімічним складом в середньому в 1,5–1,7 рази. З огляду на частку періоду доведення в загальній тривалості плавки в середньому 25–30 %, скорочення часу плавки складе 9–10 %, а економія електроенергії, при середній питомій витраті в дугових печах малої місткості 850 кВт/т, очікується 70–77 кВт/т.

Якщо реалізація «глибокої» ванни ускладнена конструктивними обмеженнями, для підвищення енергоефективності ДСППС, що працює за класичною технологією, доцільно встановити один ПЕ стрижневого типу, зміщений від осі симетрії печі на певну для конкретних умов відстань, що є компромісним рішенням з урахуванням локального зносу футерівки.

Запропоновано конструктивне рішення ДСППС зі зміщеною поздовжньою віссю ПЕ щодо осі симетрії печі, в залежності від D_b/H_b [275].

ПЕ пластинчастого типу в ДСППС ливарного класу, що працюють за класичною технологією без залишення «болота», уявляється менш енергоефективним, ніж ПЕ стрижневого типу.

7.3 Дослідження теплового режиму ПЕ в ДСППС високої потужності

7.3.1 Особливості теплового навантаження і умов експлуатації ПЕ

Розглядаємо мідно-сталевий ПЕ стрижневого типу, умовно теплоізований по боковій поверхні, схематично показаний на рис. 7.6а.

Стійкість і можливість сталої експлуатації ПЕ визначаються залишковою рівноважною товщиною твердої сталеві частини b_s , що розраховували в стаціонарній постановці на основі одновимірного рівняння Фур'є:

$$b_s = \left[\left[(t_c - \bar{t}_w) / (N_{be} / F_{be}) \right] - (1 / \alpha_b) + (b_t / \lambda_t) + (b_c / \lambda_c) + (1 / \alpha_w) \right] \lambda_s, \text{ м} \quad (7.5),$$

де $t_c, \bar{t}_w$ – експлуатаційна температура міді і середня температура води, що охолоджує, відповідно, °C; N_{be} – загальна потужність теплового навантаження, Вт на переріз ПЕ площею F_{be} , м²; $b_t, \lambda_t, b_c, \lambda_c$ – товщина, м і коефіцієнт теплопровідності, Вт/(мК) перехідної зони та мідної частини, відповідно; λ_s – коефіцієнт теплопровідності твердої сталеві частини; α_b, α_w – коефіцієнти тепловіддачі «ванна – ПЕ» та «стінка ПЕ – вода», Вт/(м²К), відповідно.

Параметр $N_{be} = N_b + N_j$ визначається тепловим потоком від ванни q_b потужністю $N_b = q_b F_{be}$, Вт і генерацією теплоти Джоуля потужністю N_j , Вт. Частка N_{be} , за вирахуванням витрати теплоти на процеси нагріву ПЕ і фазового переходу, має бути поглинена охолоджуючою водою.

Щільність конвективного теплового потоку від ванни q_b визначається рівнянням Ньютона $q_b = \alpha_b(t_b - t_m)$, в якому коефіцієнт тепловіддачі α_b виражається з критеріального рівняння (2.16) при наявних величинах швидкості ЕВТ в ванні в області установки ПЕ u_{be} і різниці температур ванни t_b та плавлення t_m сталевій частини. Оцінка q_b , приведена на рис. 7.6б, залежить від ступеня турбулізації ванни і, за умов $u_{be} = u_{evf}$ (табл. 7.2), сягає 0,5–2 МВт/м².

Потужність генерації теплоти Джоуля $N_j = j_{be}^2 \rho_{el} L_s / F_{be}$, Вт оцінювали в припущенні, що вся вона здійснюється в сталевій частині довжиною L_s , м, середньою електропровідністю ρ_{el} , Ом·м. Щільність струму в ПЕ прийнята $j_{be} = 6 \cdot 10^5$ А/м² на підставі даних для 12-т [232], 150-т [160] і 420-т [116] ДСППС. За цих умов, внесок теплоти Джоуля в загальне теплове навантаження на ПЕ становить 4–22 % і є більш вагомим у потужних печах.

Теплообмін між стінкою каналу ПЕ і охолоджуючою водою описується критеріальним рівнянням (4.22), з якого по (4.23) розраховується робоча швидкість води. Коефіцієнт тепловіддачі в каналі ПЕ до води, що забезпечує поглинання теплоти, визначається рівнянням Ньютона: $\alpha_w = (N_{be} / F_{wbe}) / (t_{wall} - \overline{t_w})$, Вт/(м²К), де F_{wbe} – площа теплоспиймаючої поверхні каналу охолодження ПЕ, м², t_{wall} , $\overline{t_w}$ – температура стінки каналу і середня температура води в каналі, відповідно.

Дослідження впливу інтенсивності охолодження на критичний для стійкості ПЕ параметр b_s проводили при звичайній для практики [161] довжині мідної частини ПЕ від перехідної зони до водяного каналу $b_c = 40$ –80 мм. Було встановлено, що в реалізованій на практиці області значень $\alpha_w \geq 20$ кВт/(м²К), що визначається верхньою межею експлуатаційної температури міді $t_c^* = 260$ °С (з досвіду компанії «Danieli»), α_w і b_c істотно не впливають на b_s . Варіювання цих параметрів вдвічі призводить до зміни b_s (рис. 7.6в,г) лише в 1,03–1,04 рази (вплив α_w) і в 1,10–1,15 рази (вплив b_c).

При дослідженні впливу b_t на b_s , коефіцієнт теплопровідності перехідної зони мідь-сталь λ_t оцінювали на основі даних про розчинність заліза в рідкій міді, що складає 2,8–6 % при температурі 1100–1200 °С [167], та вплив домішок заліза на електропровідність міді [168,276]. Згідно з законом Відемана-Франца, очікувана величина для розглянутих умов, характерних для технології виробництва ПЕ (Розділ 8), становить $\lambda_t = 170$ Вт/(мК).

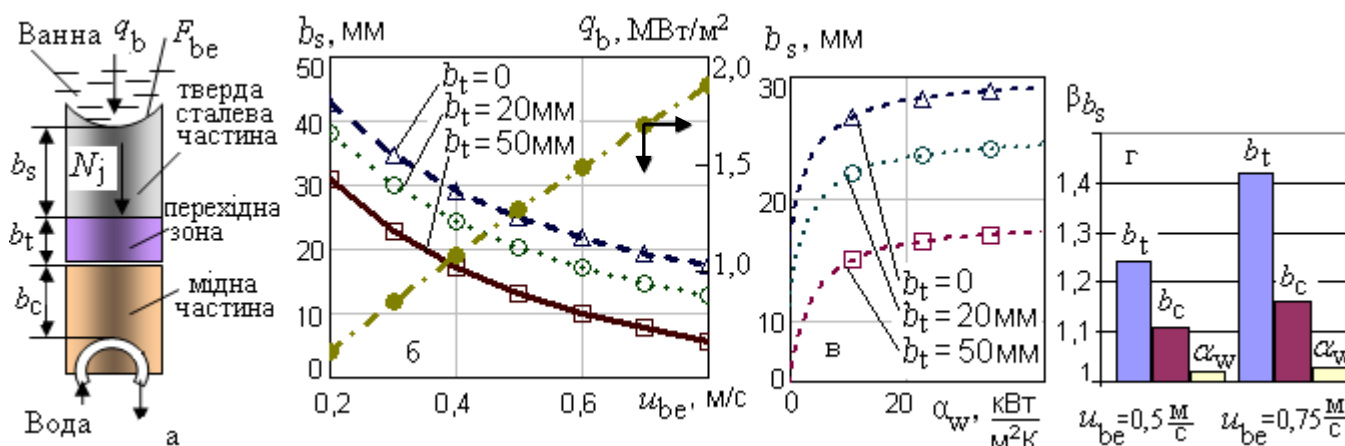


Рис. 7.6 – Схема мідно-сталевого ПЕ стрижневого типу (а). Залежність товщини твердої сталеві частини b_s : від швидкості ЕВТ u_{be} при товщині мідної частини $b_c = 50$ мм, коефіцієнті тепловіддачі до води $\alpha_w = 30$ кВт/(м²К) (б); від α_w при $b_c = 50$ мм, $u_{be} = 0,5$ м/с і варіюванні товщини перехідної зони b_t (в). Відносна (β_{b_s}) зміна b_s при зниженні b_t , b_c і α_w вдвічі (г).

Величина b_s знижується зі збільшенням швидкості ЕВТ, і при $u_{be} \geq 0,5$ м/с режим роботи ПЕ стає нестабільним (рис. 7.6в), що полягає в зменшенні b_s до 10 мм і нижче при ширині перехідної зони b_t більш, ніж 40–50 мм.

Таким чином, визначальний вплив на товщину твердої сталеві частини b_s має ширина b_t і тепловий опір перехідної зони, причому роль b_t зростає зі збільшенням інтенсивності ЕВТ, що характеризується u_{be} (рис. 7.6г).

Подальші дослідження мали на меті оцінку, в нестационарній постановці задачі, часу встановлення і величини рівноважної товщини b_s в діючому ПЕ.

Розглядали (рис. 7.7а) теплоізольовану по боковій поверхні сталеву частину ПЕ вихідною довжиною $h_l + b_s$ при фіксованих температурах верхнього торця, що дорівнює температурі ванни t_b , і нижнього охолоджуваного торця t_c . Мідну частину та перехідну зону не моделювали і вважали такими, що забезпечують стабільну t_c за рахунок поглинання теплоти водою. Частка сталевого стрижня довжиною h_l від верхнього торця по осі x , є розплавленою частиною електроду, а температура на границі фаз є температурою плавлення t_m .

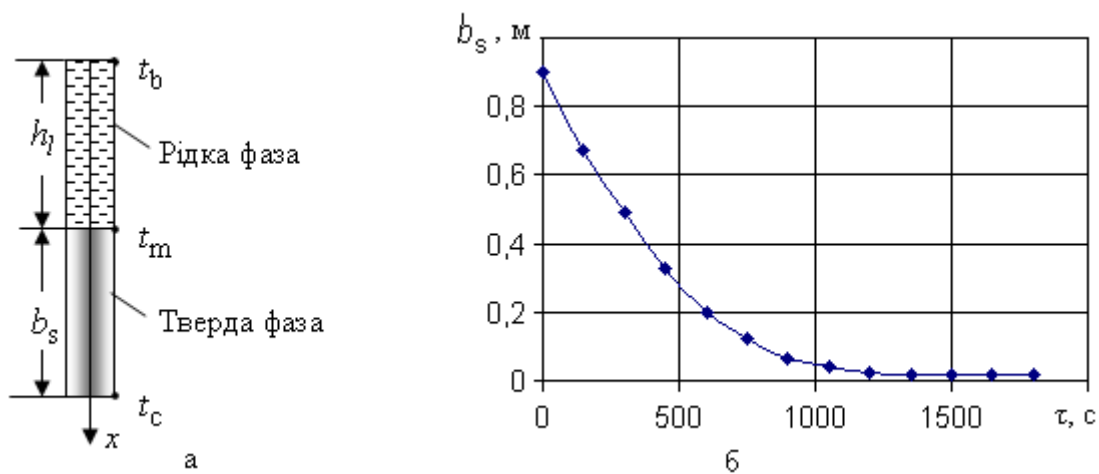


Рис. 7.7 – Розрахункова модель ПЕ (а) і процес встановлення рівноважної остаточної товщини сталеві частини ПЕ b_s у часі τ .

Вирішували одновимірне рівняння теплопровідності з урахуванням теплоти Джоуля для твердої та рідкої фаз ($i = 1, 2$) сталевому стрижню:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a_i \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + j_{be}^2 / (\sigma_{eli} C_i \rho_i), \quad i = 1, 2 \quad (7.6),$$

де τ – час, с; $a_i = \lambda_i / \rho_i C_i$ – коефіцієнт температуропровідності i -тої області, m^2/s ; λ_i , ρ_i , C_i – коефіцієнт теплопровідності, Вт/(мК), щільність, kg/m^3 і теплоємність, Дж/(кгК) сталі, відповідно, в i -тої області; j_{be} – щільність струму в ПЕ, A/m^2 ; σ_{eli} – електропровідність i -тої області ПЕ, См/м.

Конвективну складову теплопровідності в рідкій фазі враховували за допомогою множника χ_{con} (6.20) до стаціонарної теплопровідності. Для даної задачі максимальне значення χ_{con} при $t_b=1650$ °С, $t_m=1520$ °С і теплофізичних параметрах сталеплавильної ванни при середній температурі $(t_b+t_m)/2$ складає 84.

Умова Стефана на границі фаз в даній задачі має вигляд:

$$\lambda_1 \chi_{\text{con}} \left. \frac{\partial t}{\partial x} \right|_{x=h_l-0} = \lambda_2 \left. \frac{\partial t}{\partial x} \right|_{x=h_l+0} + \rho_l q_m \frac{\partial h_l}{\partial \tau} \quad (7.7),$$

де індекси 1,2 належать до рідкої і твердої фази, відповідно; q_m – питома теплота плавлення сталі, Дж/кг.

Рівняння (7.6) з урахуванням (7.7) при заданих граничних умовах вирішували чисельно методом сіток в пакеті «Delphi», використовуючи неявну різницеву схему для умов: діаметр і довжина сталеві частини ПЕ 0,3 і 0,9 м, відповідно; сила струму 60 кА; $q_m = 270$ кДж/кг.

Результати розрахунку, представлені на рис. 7.7. Рівноважна товщина сталеві частини ПЕ досягається за 20-22 хв. і її величина прагне до 20 мм, що відповідає стаціонарній моделі для випадку без перехідної зони (рис. 7.6б).

У розрахунках оперували середньою швидкістю ЕВТ в активному об'ємі ванни. Значення параметру в зоні ПЕ і процеси теплообміну в анодній ямі, що визначають b_s , потребують спеціального дослідження. З цією метою було виконано чисельне моделювання мультифізичної задачі.

7.3.2 Чисельне моделювання ЕВТ в ванні ДСППС

Для оцінки локальної швидкості металу в області установки ПЕ виконано чисельне тривимірне моделювання мультифізичного завдання руху і теплообміну в

ванні ДСППС в пакеті «ANSYS CFX». У 420-т ДСППС потужністю 170 МВА передбачено 4 ПЕ діаметром 0,4 м і 2 верхніх графітованих електроди діаметром 0,71 м; діаметр і глибина ванни 8,5 і 1,45 м відповідно [116].

Завдання вирішували в стаціонарній постановці із залученням рівнянь гідродинаміки (2.22,2.23) і $k-\varepsilon$ моделі турбулентності (2.24,2.25), теплопровідності з урахуванням вкладу тепла Джоуля (2.26) і електродинаміки (2.27–2.30). Процедура моделювання включала два етапи: 1) отримання полів ЕВТ і OEMC (модуль EMag), 2) моделювання гідродинамічних і теплових процесів з урахуванням ЕВТ (модуль CFX). В домені «ванна» задані теплофізичні характеристики: щільність, динамічна в'язкість, тепло- і електропровідність, теплоємність, як функції температури. Шлак на поверхні ванни в моделі не враховували. Граничні умови показано на кінцево-елементній моделі ванни (рис. 7.8) і охарактеризовані в табл. 7.3.

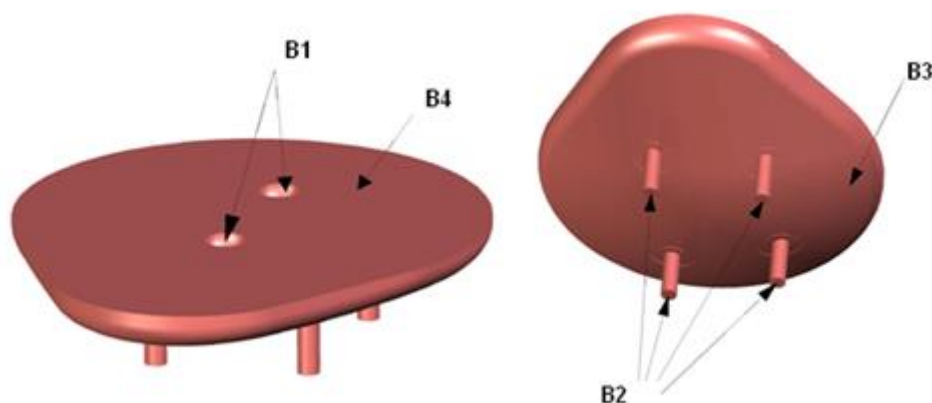


Рис. 7.8— Границі розрахункових областей. Позначення – в табл. 7.3.

Розрахункову область розбивали на елементи нерівномірно: в області ПЕ, де великі градієнти електромагнітних параметрів, елементи розташовувалися густо і мали невеликі розміри, близько 0,01 радіуса електроду. У міру віддалення від ПЕ, в зв'язку зі зменшенням градієнтів параметрів, розміри елементів збільшувалися пропорційно відстані до осі симетрії, аж до 10-кратного на периферії області.

В результаті розрахунку етапу 1 отримані дані, наведені в табл. 7.4. Верифікацію їх виконано шляхом оціночних розрахунків при наступних вихідних даних: середня довжина рідкої частини ПЕ 1,0 м; сила струму 70 кА; питомий опір

рідкої сталі при 1800 К $1,42 \cdot 10^{-6}$ Ом·м. Відхил за значеннями теплоти Джоуля і сил Лоренца склав 8 і 11 % відповідно, що можна вважати задовільним результатом.

Таблиця 7.3

Параметри і граничні умови чисельного моделювання ЕВТ в ванні ДСППС

Границя, тип	Умови на границі
B1, стінка (лунка в ванні, утворена дугою)	«Не прилипання»; $T=3300$ К (температура кипіння сталі). Потенціал – 600 В.
B2, стінка (верхня границя перехідної зони мідь-сталь)	«Прилипання»; $T=800$ К; Шорсткість 1 мм. Потенціал + 600 В
B3, стінка (бокова поверхня ванни)	«Прилипання» $T=1825$ К; тепловий потік конвекції 20 кВт/м^2
B4 «дзеркало» ванни	$T=1900$ К; Випромінювання: $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К}^4)$; $\varepsilon = 0,7$

Розрахунки етапу 2 виконано з урахуванням впливу на ванну електромагнітних сил і теплової конвекції. Результати розрахунку ліній струму в рідкій ванні приведено на рис. 7.9, поля температур - на рис. 7.10.

На рис. 7.11 показано поле швидкостей в ванні і анодних ямах. Рівноважні характеристики двофазної твердо-рідкої сталеві частини ПЕ (анодної ями) представлені на рис. 7.12.

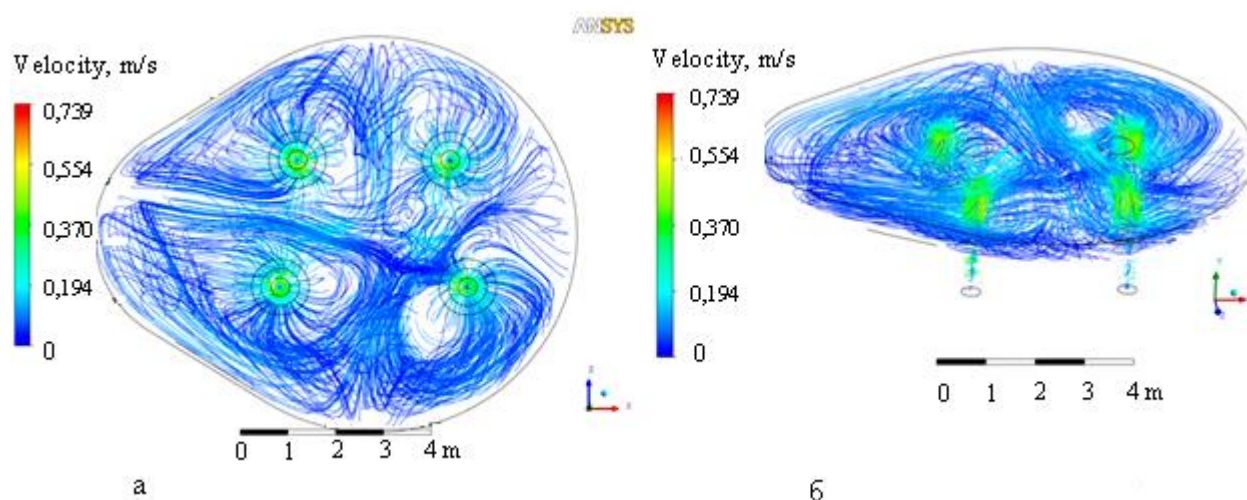


Рис. 7.9– Лінії струму в ванні печі. Вид зверху (а) і аксонометрія (б).

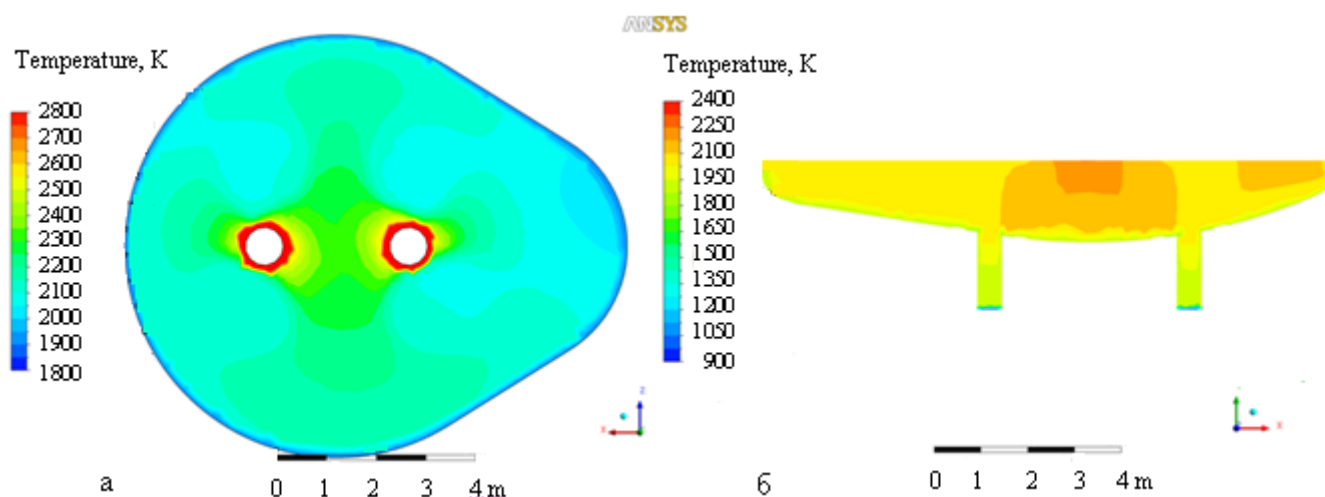


Рис. 7.10–Поле температур в ванні печі. Вид зверху (а) і в вертикальному перерізі, що проходить через робоче вікно и еркер (б).

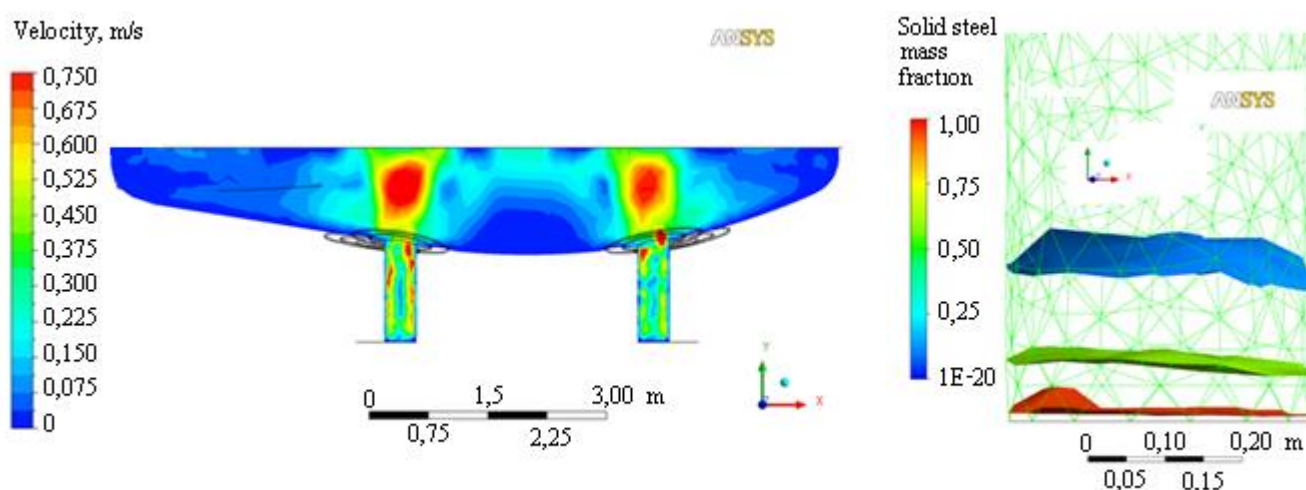


Рис. 7.11–Поле швидкостей в ванні печі і анодній ямі в вертикальному перерізі, що проходить через робоче вікно і еркер.

Рис. 7.12–Ізоповерхні масової частки твердої сталі в анодній ямі.

Гідродинамічна обстановка в ванні ДСППС характеризується інтенсивним вихровим рухом розплаву (рис. 7.9, 7.11). Вихори утворюються в області подових електродів і там мають максимальну швидкість. Потік розплаву на осі симетрії висхідний і, досягаючи верхньої межі розплаву, спрямовується вниз. Максимальна швидкість електровихрових течій спостерігається на осі електродів і досягає 0,75

м/с, тоді як в об'ємі ванни ця величина значно менша і становить 0,15–0,25 м/с. Результати чисельного моделювання наведені в табл. 7.4.

Таблиця 7.4

Результати чисельного моделювання ЕВТ

Етап	Параметр	Одиниця виміру	Значення параметру в анодній ямі
1	Щільність струму	А/м ²	$5,57 \cdot 10^5$
	Теплота Джоуля об'ємна	кВт/м ³	408
	Сила Лоренца об'ємна	кН/м ³	35
2	Максимальна швидкість металу при ЕВТ	м/с	0,75
	Рівноважна товщина твердої сталевій частини b_s	мм	50

Орієнтуючись на дані моделювання, в високопотужних ДСППС слід очікувати швидкість ЕВТ в області подових електродів $u_{be} = 0,75$ м/с. Отримана величина узгоджується з даними інших досліджень [158–160]. За результатами моделювання скорегували тепловий потік конвекції і уточнили рішення (7.5). Згідно з розрахунками, тепловий стан ПЕ в ДСППС високої потужності при $I_{be} = 60\text{--}80$ кА і $u_{be} = 0,75$ м/с виглядає як критичний за величиною b_s , що може загрожувати безпеці експлуатації ПЕ (рис. 7.6б). Висновок відповідає даним досліджень Х. Ліу, Ж. Чжоу, Н. Ши і ін. [160] на 150-т дуговій печі.

Виконані дослідження легли в основу вдосконалення технології виготовлення ПЕ з вузькою перехідною зоною, яка розглянута в Розділі 8.

7.4 Подовий електрод з рідкометалевим теплоносієм

Перспективним рішенням для ПЕ стрижневого типу представляється використання в якості проміжного теплоносія (ПТ) рідкого алюмінію в сталевій порожнині електрода (рис. 7.13а.). Він включає сталевий кожух 1 з порожниною 2, заповненою теплоносієм. У порожнині знаходиться центральний сталевий стрижень 3 зі змінним по поздовжній осі поперечним перерізом. Тепловий потік

відводиться охолоджуючою водою за допомогою зміювика 4, встановленого в порожнині з проміжним теплоносієм.

Вибір алюмінію обумовлено високою тепло- і електропровідністю, прийнятним рівнем температур плавлення (660 °С) і кипіння (2520 °С) щодо температури плавлення сталі (в середньому 1520 °С), вибухобезпечністю, відсутністю негативного впливу на якість сталі при розчиненні в ній у випадку потрапляння в ванну.

Перенесення теплоти в ПЕ пов'язано з циркуляцією ПТ, що виникає в каналі зі змінним перерізом при проходженні електричного струму - ефект Нортрупа [155] і забезпечується постійно змінюваним по довжині поперечним перерізом центрального стрижня 3. Середня електромагнітна сила F_{em} , Н, що виникає в об'ємі рідкого електропровідного теплоносія, визначається наступним співвідношенням [155]:

$$F_{em} = (\mu_0 I^2 / 4\pi) \ln(a/b) \quad (7.8),$$

де μ_0 – магнітна стала, кг·м/(А²·с²); I – сила струму через теплоносій, А; a, b – конструктивні параметри струмопровідного простору (рис.7.13а).

Оцінку характерної швидкості циркуляції ПТ і принципову можливість реалізації конвективного перенесення теплоти виконано чисельно в пакеті «ANSYS CFX». Методика і рівняння для вирішення сполученої задачі електродинаміки, теплопередачі і гідродинаміки відповідають раніше розглянутій проблемі ЕВТ в ДСППС високої потужності. В домені «проміжний теплоносій» задано теплофізичні характеристики алюмінію: щільність, динамічна в'язкість, тепло- і електропровідність, теплоємність як функції температури. Результати моделювання у вигляді поля температур з поверхнями фазового переходу ПТ і сталі і поля швидкості в рідкометалевому ПТ показані на рис. 7.13б,в. Характеристика граничних умов, позначених на рис. 7.13б,в, дана в табл. 7.5.

Таблиця 7.5

Параметри і граничні умови чисельного моделювання ЕВТ в ПЕ з рідкометалевим теплоносієм

Границя, тип	Умови на границі
b1, стінка (кришка сталевого корпусу ПЕ)	«Прилипання»; $T = 1900$ К; шорсткість 1 мм. Потенціал -30 В
b2, стінка охолоджувана	«Прилипання»; $T = 800$ К; шорсткість 1 мм. Потенціал $+30$ В
b3, стінка. Теплова і електрична ізоляція	«Прилипання»; тепло- і електроізоляція
b4, стінка (центральный сталевий стрижень)	«Прилипання»; $T = 900$ К

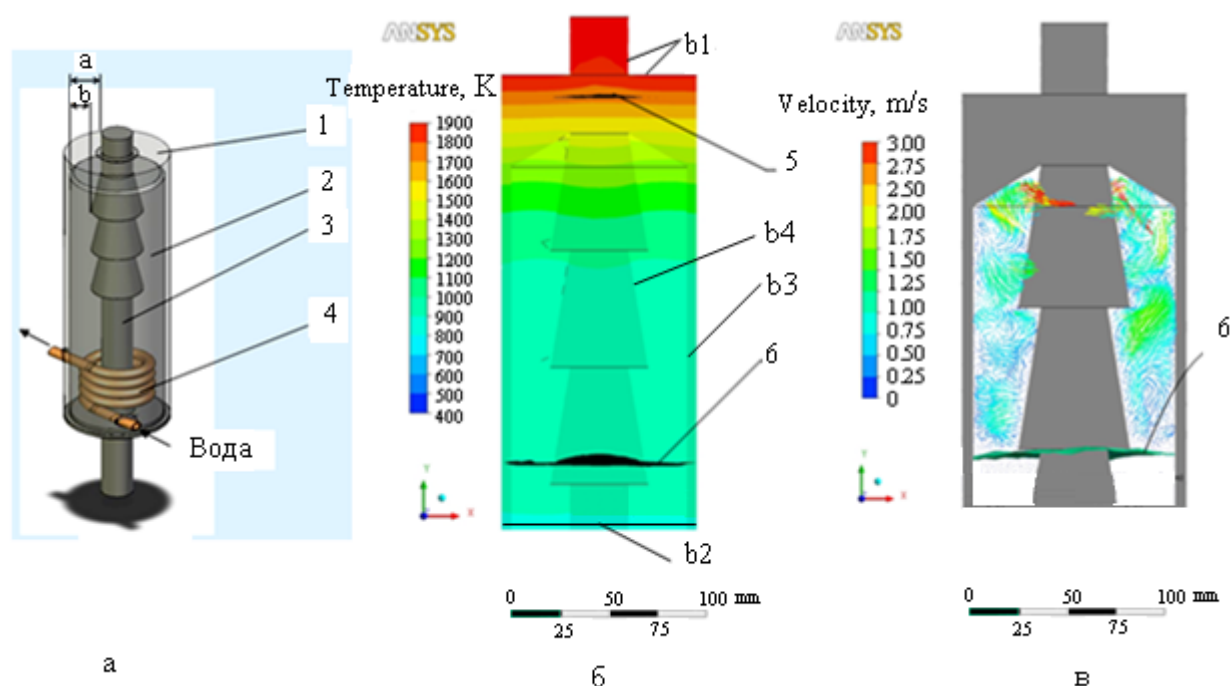


Рис. 7.13 – Схема ПЕ з рідкометалевим теплоносієм (а), поле температур (б) і поле швидкостей (в). 1 – сталевий корпус, 2– проміжний теплоносій, 3– центральний стрижень, 4– водоохолоджуваний змійовик, 5,6– поверхні фазового переходу сталі і алюмінія, відповідно. а, b – розрахункові параметри.

Моделювання показало, що рівень температур в порожнині ПЕ відповідає двофазному, переважно рідкому, стану алюмінію з фазовим переходом в 40–50 мм вище водоохолоджуваного торця b2 (рис. 7.13б), а чисельне значення домінуючого рівня швидкостей в рідкометалевому ПТ становить 0,5–1,25 м/с,

характерно для примусового перемішування (рис. 7.13в). В цих умовах стаціонарний коефіцієнт теплопровідності багаторазово збільшується на конвективний множник [105,211], оцінка якого для рідкого алюмінію, згідно з (6.20), становить $\chi_{\text{con}} = 9,95$.

З урахуванням конвективного механізму теплопередачі, товщина твердої сталеві частини ПЕ, згідно (7.5), при тепловому потоці, відповідному $u_{\text{be}} = 0,5\text{--}0,75$ м/с, збільшується на 26–35 % в порівнянні з традиційним мідно-сталевим ПЕ. Зазначена перевага дозволить уникнути утворення глибокої «анодної ями» і, тим самим, підвищити надійність експлуатації ПЕ і енергоефективність ДСППС.

Випробування ПЕ з алюмінієм в якості рідкометалевого ПТ проведені на лабораторній тигельній ДСППС на базі тигельного пристрою ЕШП (рис. 7.14а) [277]. Обрізь сталі Ст3 плавил під флюсом АНФ 6 системи $\text{CaF}_2\text{--Al}_2\text{O}_3\text{--CaO}$ і витримували впродовж 50 хв. при наступних робочих параметрах: маса рідкого металу 55–60 кг, сила струму 1,8–2,0 кА, напруга 30–35В, температура металу 1600–1635 °С, діаметр ПЕ 100 мм, внутрішній діаметр тигля 320 мм, витрата охолоджуючої ПЕ води 0,65 м³/год.

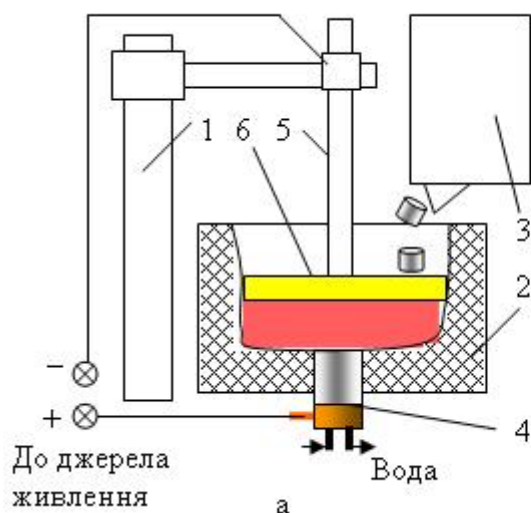


Рис. 7.14– Випробування ПЕ з рідкометалевим теплоносієм на лабораторній установці (а) і вид ПЕ після експерименту (б). 1–установка ЕШП, 2–тигель, 3–живильник шихти, 4–ПЕ, 5–графітовий електрод, 6–шлакова ванна.

ПЕ після плавки, показано на рис. 7.14б. Експеримент підтвердив теоретичні положення і результати розрахунків. Оплавлення сталеві частини ПЕ не спостерігалось, відзначено наплавлення корки розплаву на його верхній торець. Таким чином, рідкометалевий теплоносій забезпечує достатні для сталої роботи ПЕ характеристики перенесення теплоти від сталеплавильної ванни до води.

Конструктивне рішення ПЕ, в якому реалізовано ефект Нортрупа для підвищення швидкості ЕВТ, представлено в [287].

Висновки

1. На основі чисельного дослідження електровихрових течій (ЕВТ) в ДСППС ливарного класу встановлено: в базовій ванні найбільша питома потужність ЕВТ-перемішування досягається при максимальному взаємному зміщенні ПЕ стрижневого типу і верхнього електроду; ПЕ пластинчастого типу по даному показнику поступається стрижневому; в «глибокій», за критерієм енергоефективності (Розділ 3), ванні потужність ЕВТ-перемішування для різних типів і розташування ПЕ зростає в 1,3–8,4 рази в порівнянні з базовою ванною, найістотніше – для ПЕ стрижневого типу, що дозволяє скоротити період доведення сталі і зменшити питому витрату електроенергії в ДСППС на 3–9 %.

2. Чисельними дослідженнями ЕВТ в анодній ямі ДСППС високої потужності і теплопередачі через біметалічну перехідну зону ПЕ мідь-сталь з фазовим переходом встановлено, що товщина твердої сталеві частини ПЕ знаходиться в критичній залежності від ширини перехідної зони, яка для сталої експлуатації електроду має не перевищувати 20–25 мм.

3. Проведено чисельні дослідження перспективного ПЕ стрижневого типу з проміжним рідкометалевим теплоносієм, що, завдяки конвективному механізму теплопередачі, забезпечує збільшення рівноважної товщини твердої сталеві частини на 26–35 %. Випробування прототипу ПЕ в лабораторних умовах показало його працездатність.

Основні положення Розділу 7 опубліковано в [232], [274], [275], [277],[287] .

8. ЗАСТОСУВАННЯ РОЗРОБОК В ПРОМИСЛОВОСТІ

Зведені дані про впровадження в промисловості розробок, представлених в дисертації, наведені в табл. 8.1. Базою впровадження є ПП «Фірма РОУД» (м. Київ), відома компанія в області інжинірингу енергетичного обладнання і технологій електросталеплавильного виробництва (Додаток 1).

Таблиця 8.1

Зведені дані про впровадження розробок дисертації

№ п/п	Найменування розробки (рік)	Підприємство, місткість і тип печі	Основні результати. [Публікація]	Коментар
1	2	3	4	5
1	Розробки по дисертації	ПП «Фірма РОУД», Київ	Розробка методик інженерних розрахунків	Додаток 1
2	«Глибока» ванна, ВЕ, аспірація ДСП (2016)	ПАТ «НКМЗ», Краматорськ. 15-т ДСП	Підвищення енергоефективності ДСП [27]	Додаток 2
3	«Глибока» ванна ДСП (2014)	ПАТ «Донецьк-сталь», Донецьк. 160-т ДСП	Зниження втрат теплоти з водою	Додаток 3
4	Дворядні стінові панелі ДСП (2000)	ЗАТ «ISTIL-Україна», Донецьк. 120-т ДСП	Зниження втрат теплоти з водою	Контракт ПП «Фірма РОУД»
5	Дворядні стінові панелі ДСП (2006)	ПАТ «НКМЗ», Краматорськ. 15-т ДСП	Підвищення енергоефективності ДСП [26]	Контракт ПП «Фірма РОУД»
6	Дворядні стінові панелі ДСП (2004)	ТОВ «Камасталь», Пермь (РФ). 60-т ДСП	Зниження втрат теплоти з водою [278]	Контракт ПП «Фірма РОУД»
7	Система аспірації ПКП (2014)	ПАТ «АМК», Алчевськ. 300-т ПКП	Підвищення ефективності аспірації неорганізованих викидів ПГС [238,259]	Технічна пропозиція ПП «Фірма РОУД»
8	Комбінований звід. (2007).	ПАО «Сумське НВО», Суми. 3-т ДСП	Підвищення стійкості зводу. Зменшення витрати вогнетривів [172,234,279]	Додаток 4
9	Комбінований звід, стінові панелі (2004)	LLC “ASCE-Group”, Чаренцаван (Арменія). 12-т ДСП	Підвищення стійкості футерівки. Зменшення витрати вогнетривів	Контракт ПП «Фірма РОУД»

Продовження табл. 8.1

1	2	3	4	5
10	Звід з системою аспірації і центр. водоохл. частиною (2005)	ВАТ «ВМЗКО», Волгоград (РФ). 125-т ДСП	Економія вогнетривів. Зниження неорганізованих викидів ПГС	Контракт ПП «Фірма РОУД»
11	ВЕ з просторовою структурою (2006)	ПАТ «Кременчуцький сталеливарний завод», Кременчук. 25-т ДСП	Економія вогнетривів	Додаток 5
12	ВЕ з просторовою структурою (2007)	ПАТ «Енергомашспецсталь», Краматорськ. 50-т ДСП	Економія вогнетривів	Контракт ПП «Фірма РОУД»
13	Панель ЗІП (2012)	ТОВ «Електросталь», Курахове. 50-т ДСП	Підвищення стійкості панелей [280]	Контракт ПП «Фірма РОУД» Додаток 6
14	ВЕ з просторовою структурою (2002)	ВАТ «Іжорські заводи», Колпіно (РФ). 50-т ДСП	Економія вогнетривів [281]	Контракт ПП «Фірма РОУД»
15	ВЕ з просторовою структурою, система аспірації, камера знепилення (2013)	LLC «Rustavi Steel», Руставі (Грузія). 15-т ДСП	Економія вогнетривів. Зниження виносу пилу в систему газоочистки	Контракт ПП «Фірма РОУД»
16	ВЕ з просторовою структурою (2016)	ПАТ «ОЗММ», Старий Оскол (РФ) 15-т ДСП	Економія вогнетривів [282, 283]	Контракт ПП «Фірма РОУД»
17	ВЕ з просторовою структурою (2007)	ТОВ «Дніпропрес-Сталь», Дніпро. 12-т ДСППС	Економія вогнетривів [232, 284]	Додаток 7
18	Система аспірації (2005)	JSK «Zelezara Nicsic», Нікшич (Чорногорія). 60-т ДСП	Зниження неорганізованих викидів ПГС	Контракт ПП «Фірма РОУД»
19	Система попереднього нагріву скрапу (2014)	ТОВ «Електросталь», Курахове. 50-т ДСП	Підвищення енергоефективності ДСП [258]	Технічна пропозиція ПП «Фірма РОУД»
20	Подовий електрод (2008)	ПрАТ «Феррокс», Запоріжжя. 12-т ДСППС	Забезпечення технологічного процесу [285,286]	Додаток 8

8.1 Комплексні енергоефективні рішення в новій розробці ДСП

На ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ) розроблено і впроваджено в умовах власного виробництва сучасну вітчизняну ДСП місткістю 15 т (рис. 8.1). Піч являє собою універсальний електросталеплавильний агрегат, призначений як для ливарного виробництва за класичною технологією, так і для виплавки напівпродукту на міні-заводах із застосуванням інтенсивної технології [27].

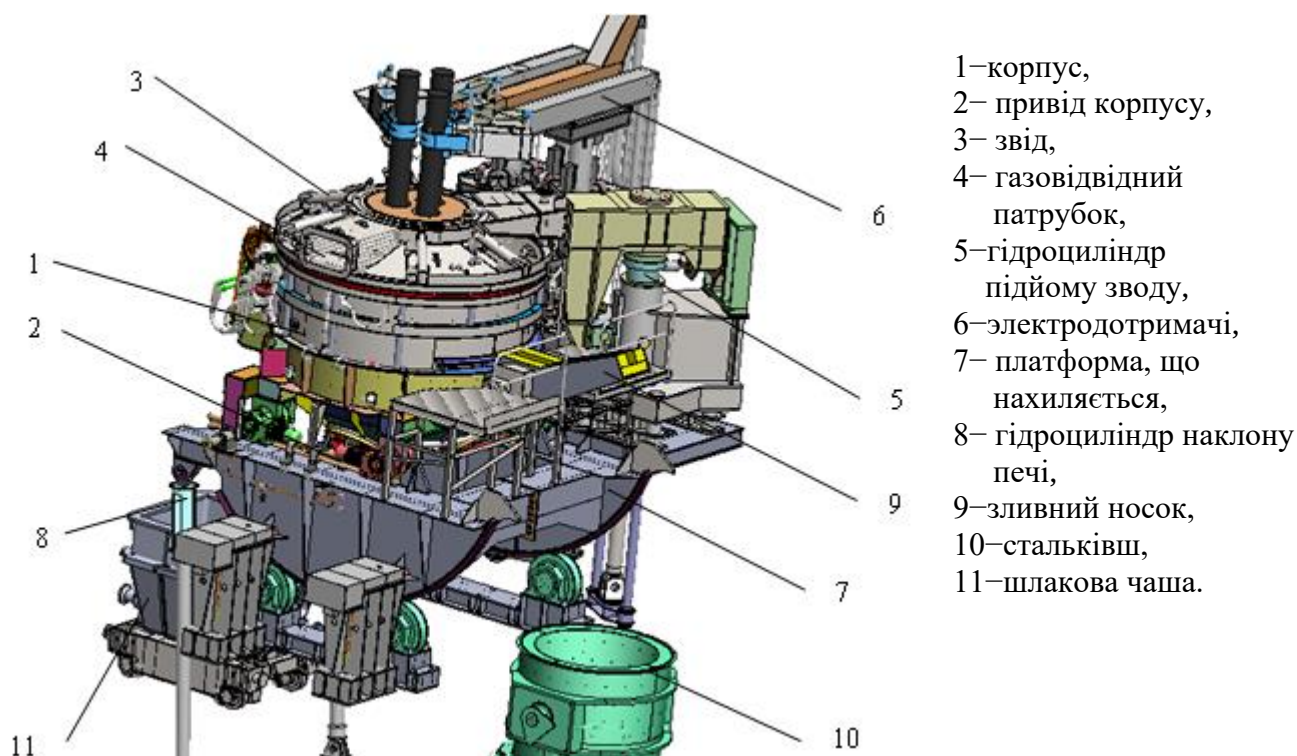


Рис. 8.1 –Загальний вид 15-т дугової сталеплавильної печі.

В даному проекті реалізовані: поглиблена ванна зі співвідношенням діаметра до глибини 3,6; можливість регулювання діаметра розпаду електродів; енергозберігаючі водоохолоджувані панелі і система розосередженої аспірації. Застосування методик і програм розрахунку геометричних і енергетичних параметрів (Додаток 2) сприяло впровадженню енергоефективних рішень. Зменшення енергоспоживання на 3–5 %, а неорганізованих викидів пилогазового середовища на 20–50 % в порівнянні з аналогами, робить даний проект конкурентоспроможним на ринку сталеплавильних технологій.

8.2 Комплексні енергоефективні рішення щодо модернізації ДСП

Виробники сталевого лиття в Україні, зокрема, ПАТ «Кременчуцький сталеливарний завод» (м. Кременчук), стикаються з проблемою падіння виробництва і зростанням простоїв 25-т ДСП з огляду на переорієнтацію ринків збуту. Результатом є висока витрата електроенергії 830 кВт/т (табл. 8.2) пов'язана, з втратами на акумуляцію теплоти футерівкою при тривалих простоях печі.

Виконано попереднє опрацювання теплотехнологічних основ модернізації дугової печі ливарного класу, що, на прикладі ДСП-25, показана на рис. 8.2. Порівняльна оцінка показників енергоефективності представлена в табл. 8.2.

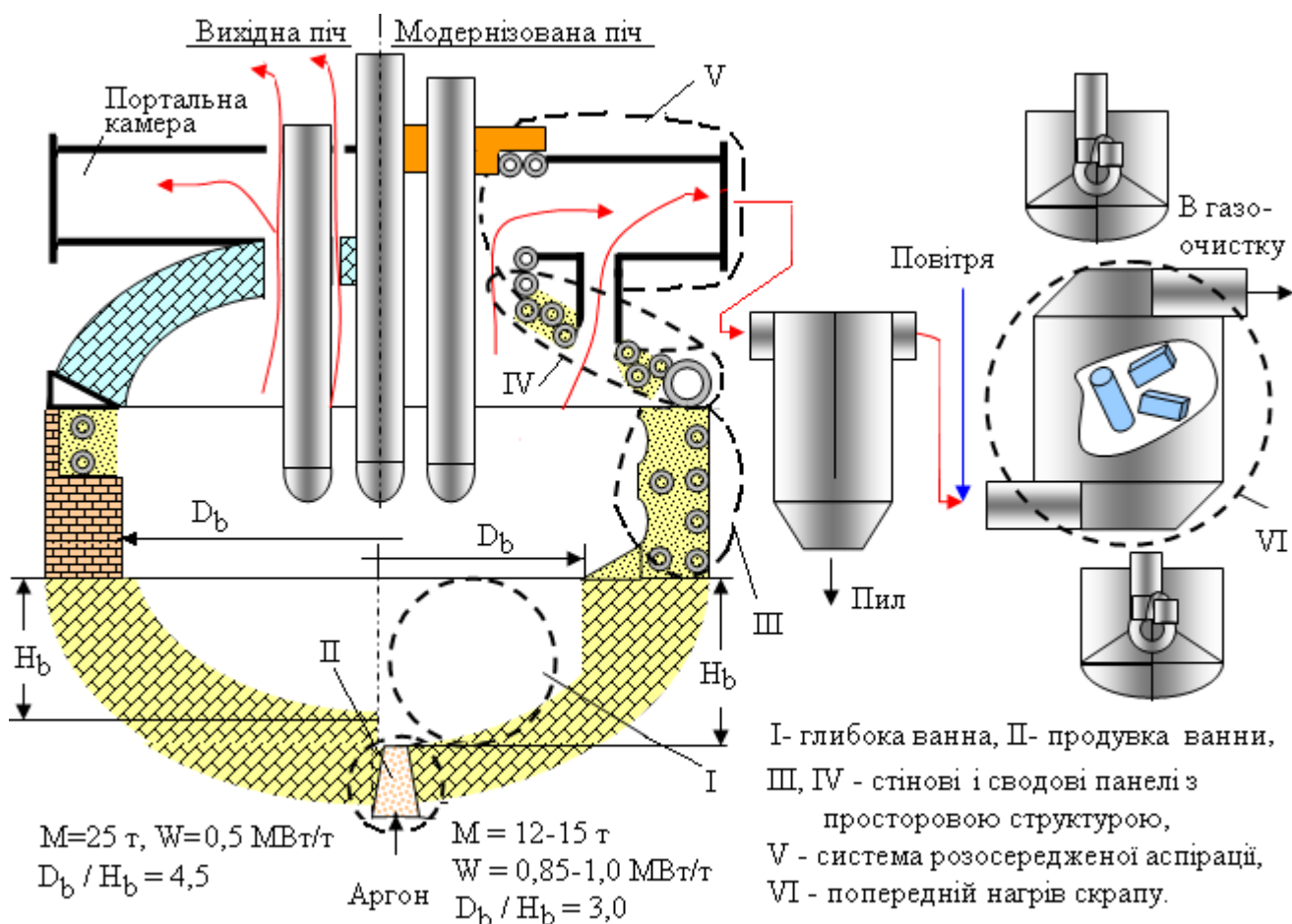


Рис. 8.2– Енергоефективні рішення з модернізації ДСП ливарного класу.

Головним чинником підвищення енергоефективності є збільшення питомої електричної потужності печі в 1,7–2,1 рази за рахунок модернізації плавильного простору шляхом зменшення маси плавки з 25 до 12–15 т.

Модернізація і енергетичні потоки в печі ДСП-25

Характеристика печі	Витрати і втрати енергії, кВтг/т					Прихід теплоти нагрітого скрапу, кВтг/т	Всього витрата енергії, кВтг/т
	Теоретична витрата	Втрата з ПГС	Втрата з водою	Акумуляція теплоти футерівкою	Інші втрати		
Існуюча піч	440	140	60	160	30	—	830
Після модернізації I	440	110	105	90	30	—	770
Після модернізації II	440	105	90	—	25	40	620

Модернізація I в рамках існуючої виробничої програми дозволить перейти від графіка роботи з вимушеними тривалими (12 і більш годин на добу) простоями до практично безперервного і, тим самим, знизити втрати енергії на акумуляцію теплоти футерівкою при певному застосуванні комбінованих ВЕ та «глибокої» ванни (Розділ 4), що призведе до зменшення загальних енерговитрат на 7 %.

Модернізація II передбачає задіяння однієї з печей цеху, при створенні відповідної інфраструктури, на випуск альтернативної продукції, зокрема, будівельних профілей, згідно ЕТР міні-заводу. Вона буде значно більш енергоефективною за рахунок реалізації попереднього нагріву скрапу теплотою пічних газів (Розділ 6), «глибокої» ванни (Розділ 3), широкого впровадження енергозберігаючих ВЕ з просторовою структурою (Розділ 4) та системи розосередженої аспірації (Розділ 5). Прогнозуємим результатом буде зменшення загальних енерговитрат на 25 % і їх відповідність сучасним зразкам ДСП.

8.3 Удосконалення геометрії ванни ДСП

На ПАТ «Донецьксталь - металургійний завод» (м. Донецьк) в 2014 р. були розпочаті пуско-налагоджувальні роботи по введенню в експлуатацію ДСП місткістю 160 т компанії «Siemens-VAI» (ФРН, Австрія) на робочому майданчику

колишнього мартенівського цеху (в даний час вони зупинені). Технологічна схема передбачає вживання в завалці до 40 % рідкого чавуну.

Для даної печі розроблені загальні технічні рішення по модернізації ванни, які наведені на рис. 8.3. Висота каркаса печі і маса плавки, а також верхня частина каркаса і звід залишаються незмінними. Модернізації підлягає нижня частина каркаса і подина для переходу від стандартної ванни діаметром 6,6 м, глибиною 1,1 м до «глибокої» ванни діаметром 5,0 м, глибиною 1,8 м.

За умов ЕТР з рідким чавуном в якості шихти (табл. 1.6) виконані попередні розрахунки втрат енергії з водою за методикою, наведеною в Розділі 3, для стандартної і «глибокої» ванни. Результати показані на рис. 8.4.

Енергоефективність модернізації ванни підвищується з ростом частки рідкого чавуну в шихті, що пояснюється збільшенням відносної тривалості рідкого періоду плавки, що характеризується відкритою ванною і підвищеними втратами теплоти з водою. Очікувані результати для 40 % рідкого чавуну в шихті полягають в зниженні загальних питомих енерговитрат при переході до «глибокої» ванни на 30 кВтг/т (Додаток 2).

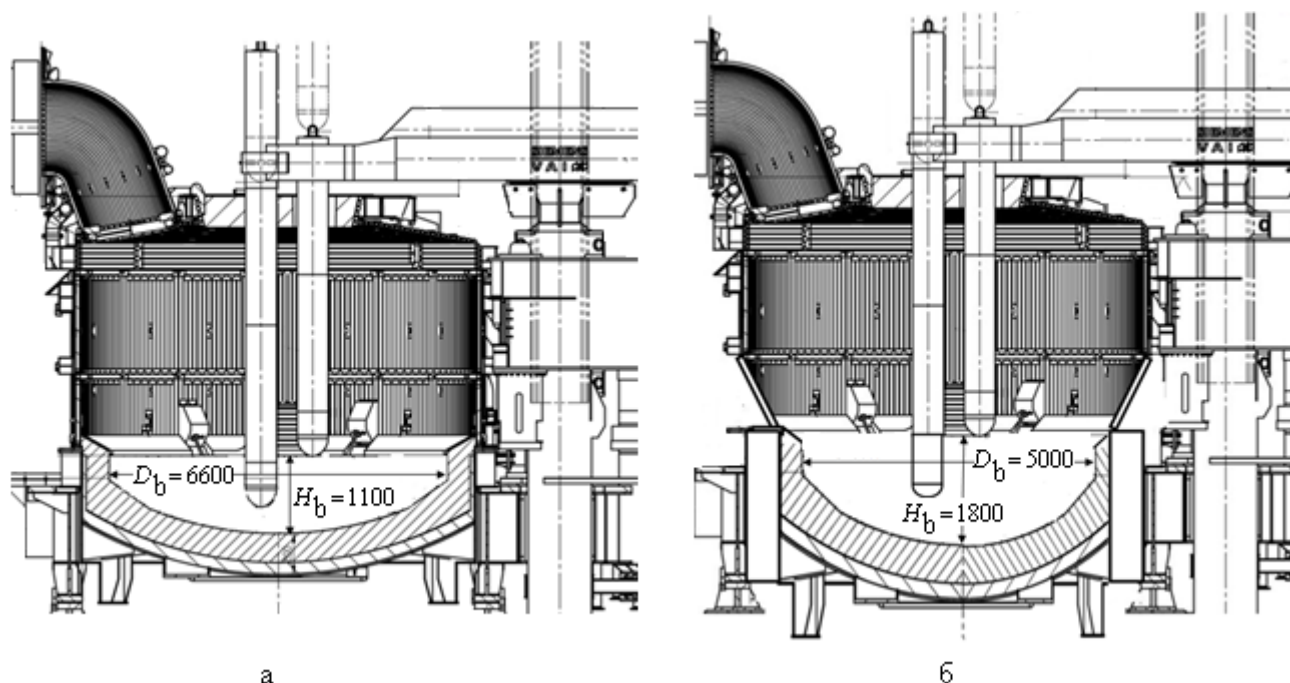


Рис. 8.3 Переріз вихідного робочого простору 160-т ДСП (а) і загальні принципи модернізації печі (б).

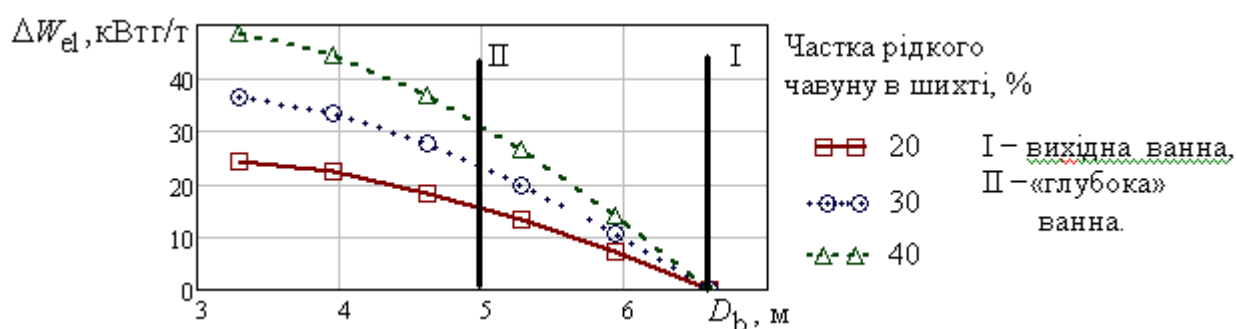


Рис. 8.4 – Розрахункова економія електроенергії при виплавці напівпродукту ΔW_{el} в залежності від діаметра ванни D_b і частки рідкого чавуну в шихті.

8.4 Енергозберігаючі БЕ з просторовою структурою

8.4.1 Дворядні стінові панелі

Панелі (рис. 8.5) мають внутрішній розріджений трубчастий контур 1, встановлений на певній відстані від зовнішнього контуру 2 з щільною структурою. За потреби панель має вікно 3 із захисним козирком для установки ЗІП. Панелі виконані з труби діаметром 60–89 мм і товщиною стінки 6–10 мм зі сталі Ст20К. Простір між рядами в процесі експлуатації заповнюється поновлюваним шлаковим гарнісажем 4 (рис. 8.5б).

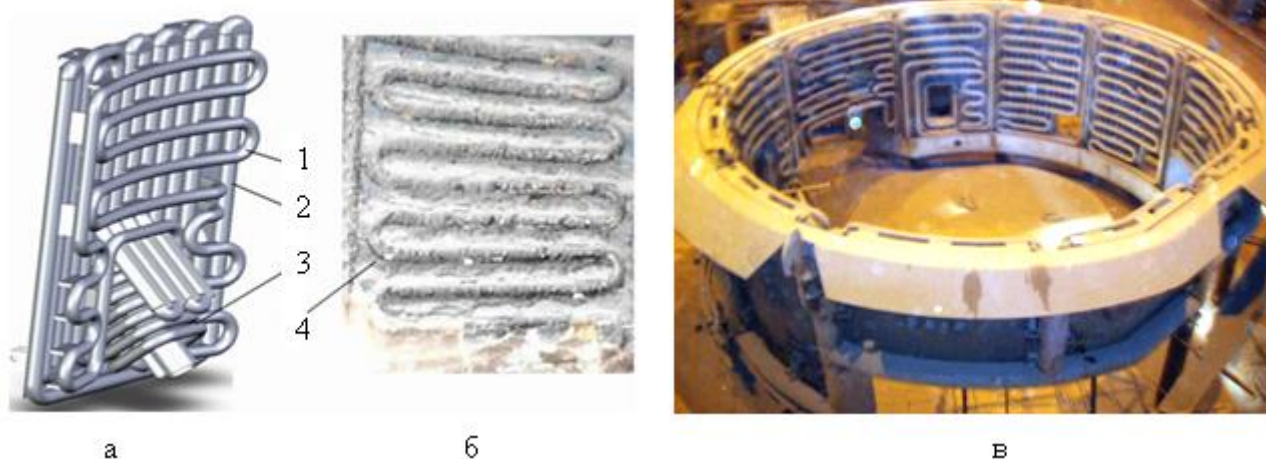


Рис. 8.5 – Конструкція дворядної панелі (а) і її вигляд в процесі експлуатації печі (б). Дворядні панелі, встановлені в каркасі ДСП (в). Позначення – в тексті.

Порівняльна оцінка втрат теплоти з водою проведена на двох сучасних 50-т ДСП: ТОВ "Електросталь" (м. Курахове) з традиційними однорядними панелями і ПАТ "НКМЗ" з дворядними стіновими панелями [27].

Прийнято допущення, що електричні дуги екрануються спіненням шлаком і їх енергія сприймається ванною і враховується, як і енергія екзотермічних реакцій, через виміряну температуру сталі; температура шлаку дорівнює температурі сталі в умовах інтенсивного перемішування фаз; внесок випромінювання поверхні електродів в тепловий стан панелей для обох варіантів є однаковим.

Методика передбачає розрахунок потужності втрат теплоти з водою (P_{wce} , кВт) в найбільш теплонапружений для ВЕ період плавки - безпосередньо перед випуском сталі, виходячі з рівняння теплового балансу:

$$P_{wce} = G_{wce} \rho_w C_w \Delta t_w \quad (8.1)$$

Дані розрахунку, на підставі поточно реєструємих параметрів: витрата G_{wce} , м³/год і перепад температури Δt_w , К води на охолодження каркаса, з урахуванням теплоємності C_w , кВтг/(кгК) і щільності ρ_w , кг/м³ води, наведені в табл. 8.3.

Для коректного порівняння потужності втрат теплоти з водою в аналізованих варіантах, відповідно до законів випромінювання, враховано: поверхню випромінювання, поверхню охолодження каркасу, відстань від електродів до панелей і температуру ванни. Після приведення даних розрахунку для печі 2 до умов печі 1, отримано наступний вираз, що характеризує відносне зниження потужності теплових втрат в печі з дворядними панелями в порівнянні з піччю з традиційними однорядними панелями:

$$\gamma_{2row} = \frac{P_{wce1} - P_{wce2} \frac{D_{f1}^3 H_{f1} (D_{f2} - d_{e2} - D_{p2})^2 (t_{m1} + 273)^4}{D_{f2}^3 H_{f2} (D_{f1} - d_{e1} - D_{p1})^2 (t_{m2} + 273)^4}}{P_{wce1}} \quad (8.2),$$

де нижні індекси 1 і 2 при параметрах відносяться відповідно до ДСП з однорядними і дворядними панелями. Параметри розшифровані в табл. 8.3.

Таблиця 8.3

Характеристики порівнюваних печей і результати розрахунку

Найменування параметру	Одиниця виміру	Позна-чення	ДСП і її позначення	
			50-т, ТОВ "Електро-сталь" - 1	50-т, ПАТ "НКМЗ" -2
Параметри печі				
Потужність трансформатора	МВА	S	45	40
Діаметр робочого простору по панелях	м	D_f	4,9	5
Висота каркаса	м	H_f	2,08	2,32
Діаметр електроду	м	d_e	0,508	0,508
Діаметр розпаду електродів	м	D_p	1,05	1,05
Параметри виміряні і розраховані (усереднені)				
Маса плавки	т	М	61	53
Температура сталі перед випуском	°C	t_m	1605	1595
Тривалість циклу плавки	годин	τ_0	0,967	1,050
Витрата води на охолодження каркасу	м³/год.	G_w	600,5	606
Різниця температур води на виході і вході	К	Δt_w	5,7	4,24
Потужність втрат теплоти з водою	кВт	P_{wce}	3980	2987

З огляду на отримане $\gamma_{2row}=0,143$, за умов, що γ_{2row} є постійним впродовж рідкого періоду плавки тривалістю $\beta_{liq}=0,33$ циклу плавки τ_0 , оцінка очікуваного зниження питомої витрати енергії ΔW_{el} , кВтг/т на компенсацію втрат теплоти з водою при установці на печі 1 дворядних панелей замість однорядних, складе:

$$\Delta W_{el} = P_{wce1} \gamma_{2row} \beta_{liq} \tau_{01} / M_1 \quad (8.3).$$

Результат $\Delta W_{el}=3$ кВтг/т (в середньому 4,5 % загальних втрат теплоти з водою згідно табл. 8.3) виявився нижче розрахункової оцінки, на основі даних [229,230], що

може бути пов'язано з меншою відносною тривалістю відкритого випромінювання на панелі і недоліками існуючої на печах системи контролю температури води при оцінці теплового стану окремих панелей. Разом з тим, абсолютні значення потужності втрат теплоти з водою (табл. 8.3) на печі з дворядними панелями на 25 % нижче, ніж в печі з традиційними панелями, що корегує з даними чисельного моделювання (Розділ 4).

Слід зазначити, що для «flat bath» процесу, застосування дворядних панелей в ДСП видається більш ефективним з позицій енергозбереження (за оцінкою, в $1/\beta_{\text{liq}} \approx 3$ рази), ніж при базовому ЕТР.

Важливою перевагою дворядних панелей є їх більш висока ремонтпридатність. У разі пропалення внутрішнього контуру панелі паразитною дугою, його відключають від подачі води, і піч до холодного ремонту працює на зовнішньому контурі, що являє собою однорядну панель з щільною структурою.

8.4.2 Однорядні водоохолоджувані панелі

При модернізації діючих ДСП ливарного класу, з метою мінімізації втрат теплоти при тривалих простоях (Розділ 4), раціонально застосувати однорядні панелі з просторовою нещільною структурою [282,283], представлені на рис. 8.6.



Рис. 8.6—Однорядні водоохолоджувані панелі з нещільною структурою: схема (а), вид в 12-т ДСП (б), вид в 25-т ДСП (в), загальний вигляд панелей (г).

Трубчасті змійовики зі сталі Ст20К мають діаметр 60–76 мм з товщиною стінки 6–10 мм. Панелі встановлені в існуючий сталевий неохолоджуваній кожух ДСП замість футерівки. При цьому обсяг робочого простору печі, в порівнянні з вихідним варіантом, збільшується, що є позитивним фактором. Панелі добре утримують гарнісаж, характеризуються високою стійкістю і ремонтпридатністю. Приклади успішного впровадження розробок: 25-т ДСП ПАТ «Кременчуцький сталеливарний завод» (Додаток 5); 50-т ДСП ВАТ «Ижорські заводи» (м. Колпіне, РФ) [281], ВАТ «Енергомашспецсталь» (м. Краматорськ); 15-т ДСП LLC "Rustavi Steel", (м. Руставі, Грузія); 12-т ДСП LLC "ASCE-Group" (м. Чаренцаван, Вірменія).

Для зводу ДСП ливарного класу з трансформатором питомою потужністю 0,7 МВА/т і вище розроблені водоохолоджувані панелі зі зміщеними осями труб, які утримують гарнісаж, і, як самонесучі конструкції, створюють міцну аркову структуру, покриваючи периферійну частину (рис. 8.7).

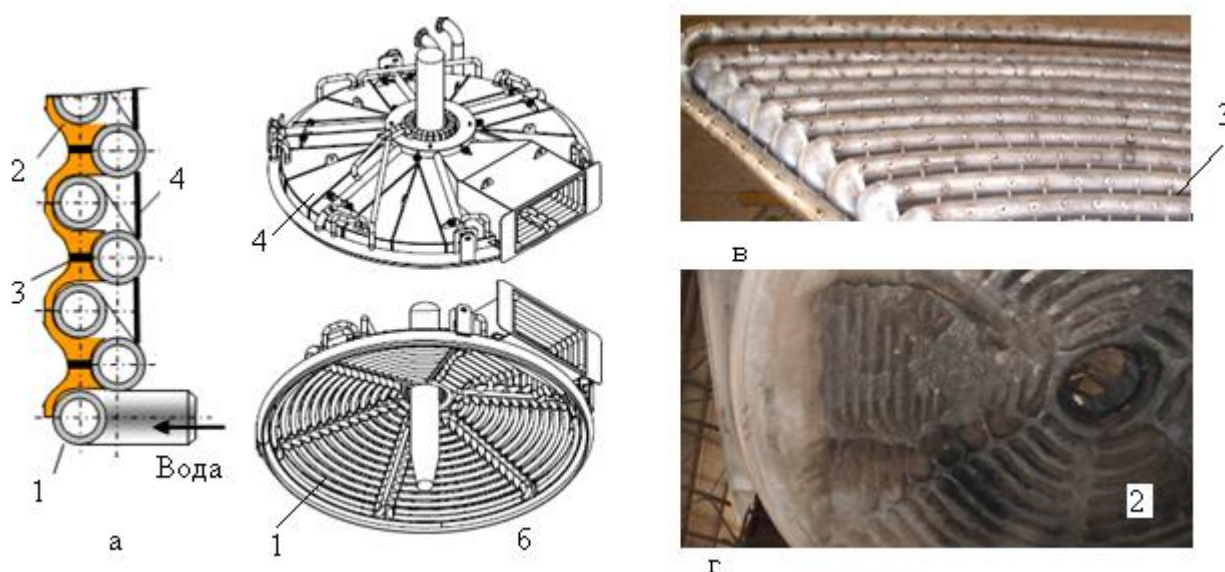


Рис. 8.7— Водоохолоджувані панелі зі зміщеними осями труб: схема (а), конструкція зводу ДСППС (б), загальний вигляд зводової панелі (в) і загальний вид зводу (г). 1—змійовик, 2—гарнісаж, 3—ошиповка, 4—екран.

Звід впроваджено на 12-т ДСП ВАТ «Оскольський завод металургійного машинобудування» (м. Старий Оскол, РФ) в результаті спільної роботи ПП

«Фірма РОУД» і ТОВ «НВФ Комтерм» (м. Москва, РФ) [283], і на 12-т ДСППС ТОВ «ДніпропресСталь» (м. Дніпро) [232] (Додаток 7).

8.4.3 Комбіновані водоохолоджувані елементи

Призначені для застосування в ДСП ливарного класу малої місткості (до 12 т) і низької питомої потужності трансформатора (до 0,5 МВА/т).

Концепція комбінованого зводу ДСП (рис. 8.8) передбачає використання ВЕ в центральній, найбільш теплонапруженій і зношуваній частині, і вогнетривів в периферійній зоні [172, 234,279]. Трубчасті ВЕ мають діаметр 60–76 мм з товщиною стінки 6–10 мм і виконані зі сталі Ст20К. Таке рішення дозволяє при мінімальних втратах теплоти з водою, які на практиці за тривалий період експлуатації зазвичай не фіксують, скоротити витрату вогнетривів за рахунок заміни їх водоохолоджуваними елементами в центральній частині, яка зазвичай лімітує стійкість зводу в цілому.

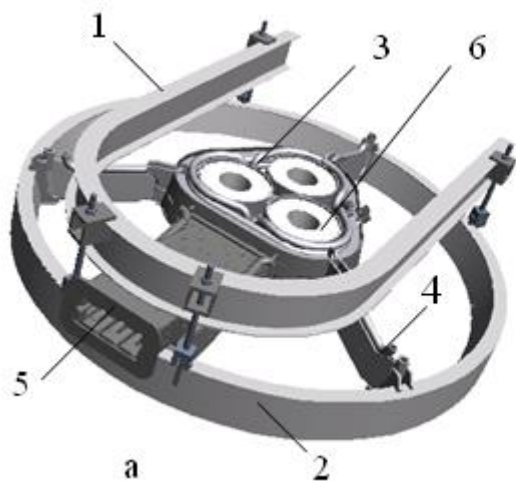


Рис. 8.8– Комбінований звід ДСП. Загальне рішення (а) і реалізація (б).
1– портал печі, 2– опорне кільце зводу, 3– центральна водоохолоджувана частина, 4 – опори, 5– газохід системи аспірації, 6 – вогнетривка вставка.

Конструктивно центральна водоохолоджувана частина спирається на несуче кільце зводу за допомогою 3–4 трубчастих водоохолоджуваних опор і газоходу

системи аспірації. Футерівка периферії зводу розбивається на кілька областей, що викладають цеглею або заповнюють вогнетривкою масою.

Комбінований звід впроваджено на 3-т ДСП ПАТ «Сумське НВО» (м. Суми) і 12-т ДСП LLC "ASCE-Group" (м. Чаренцаван, Арменія).

Стійкість ВЕ становить 1–3 роки в залежності від умов експлуатації, а стійкість футерівки периферійної частини збільшується в 1,4–2,5 рази. Зниження споживання електродів пов'язано зі зменшенням неорганізованих викидів, що сприяють окисленню їх бокової поверхні, завдяки більшій щільності електродних зазорів. Узагальнені дані за результатами впровадження комбінованого зводу на 3-т ДСП ПАТ «Сумське НВО» (Додаток 4) [172] представлені в табл. 8.4.

Таблиця 8.4

Техніко-економічні показники комбінованого зводу

Конструкція зводу	Стійкість зводу, відносних одиниць		Економія, кг/т сталі	
	Дінасовий	Магnezитовий	Вогнетривів	Електродів
Традиційна цегляна	1	1	–	–
Комбінована	1,4	2,0–2,5	6,5–11	1,2–1,5

Параметри плавки, питомі витрати матеріалів і енергоносіїв при впровадженні комбінованого зводу практично не змінилися. Негативного впливу комбінованого зводу на шлаковий режим і тривалість плавки не спостерігалось.

8.4.4 Водохолоджувані елементи спеціального призначення

Розроблено несучу сталеву панель для установки засобів інтенсифікації плавки (ЗІП) дугових печей, що працюють за інтенсивною технологією [280]. Панель показано на рис. 8.9б. Перевагами розробки є можливість заміщення дорогої міді в традиційних рішеннях панелі ЗІП (рис. 8.9а), висока стійкість і ремонтпридатність. Її впроваджено на 50-т ДСП ТОВ «Електросталь», м. Курахове (Додаток 6).

Для ДСП високої потужності розроблено центральну водоохолоджувану кесонно-трубчасту частину зводу (рис. 8.10), що забезпечує поєднання газощільності в електродних зазорах з високою стійкістю завдяки захисту кесону знизу від випромінювання ванни трубчастим змійовиком.

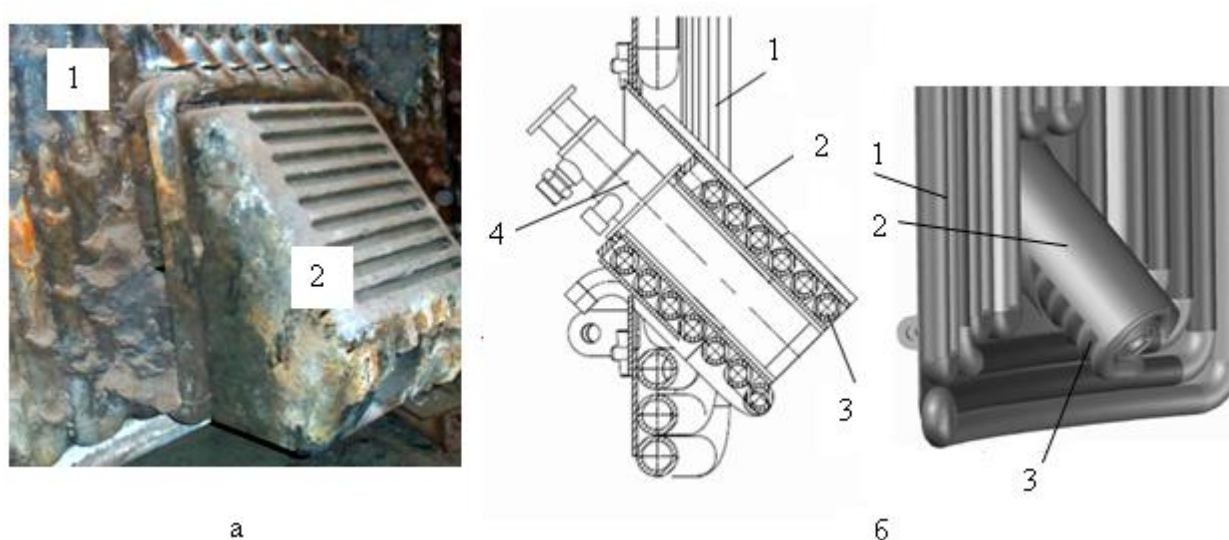


Рис. 8.9– Захисна панель ЗПП: кесонна мідна традиційна (а) і сталева трубчаста (б). 1 –стінова панель, 2– захисна панель, 3– трубчаста муфта, 4– фурма ЗПП.

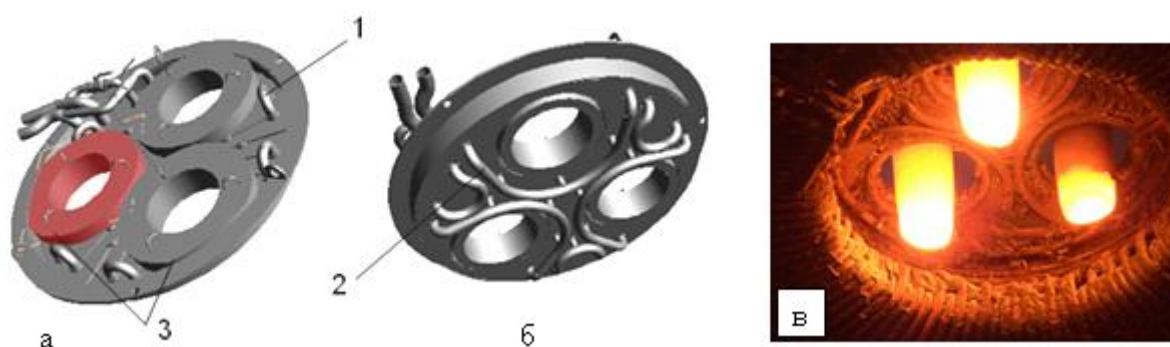


Рис. 8.10– Центральна водоохолоджувана частина зводу. Загальне рішення: вид зверху (а), вид знизу (б) і реалізація (в). 1– кесон, 2– трубний захист кесону, 3 – вогнетривка вставка.

Конструкцію випробувано на 100-т ДСП ЗАТ ММЗ «ISTIL (Україна)» (м. Донецьк); 50-т ДСП ВАТ «Енергомашспецсталь» та 125-т ДСП ПАТ «ВМЗКО» (м. Волгоград, РФ). Випробування показали, що трубний захист кесону з боку робочого простору є цілком ефективним і ремонтпридатним рішенням. Витрати

на водоохолоджувану центральну частину покриваються економією вогнетривів. Основна проблема полягає в запобіганні пробою паразитною дугою з електроду, що вимагає застосування якісних вогнетривких вставок.

8.5 Енергоефективні рішення системи аспірації ДСП

8.5.1 Система розподіленої аспірації

Реалізація нових систем аспірації почалась в 90-х роках розробкою ПП «Фірма «РОУД» зводу ДСП зі спіральними панелями [101,247–249] (рис.8.11).

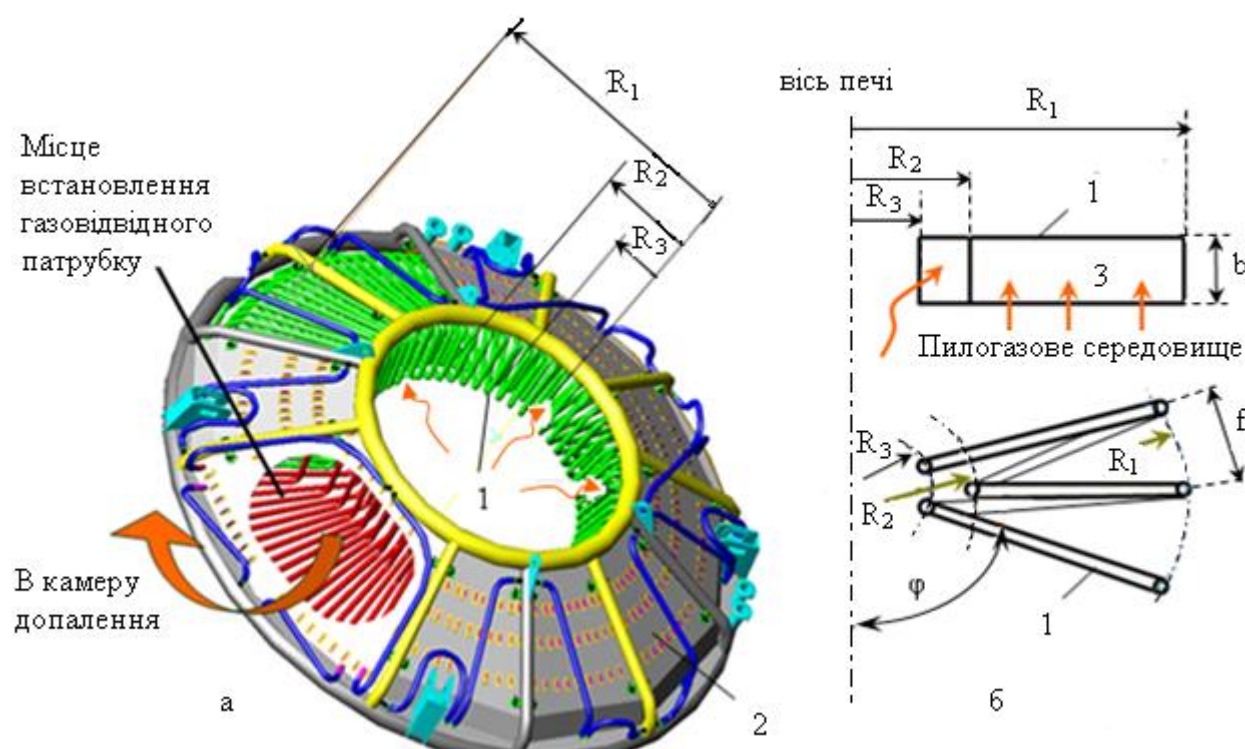


Рис. 8.11—Загальний вид (а) і газодинамічна схема (б) зводу з системою розподіленої аспірації. Стрілками показано напрям пилогазових потоків. Позначення – в тексті.

Спіральні панелі 1, закриті зверху листом екрану 2, утворюють витяжний газохід 3, в якому підтримується розрідження, створюване димососом системи газоочистки. Конструктивні параметри витяжного газоходу R_1, R_2, R_3, b, f , обумовлені геометрією робочого простору конкретної печі, визначають

газодинаміку всмоктування пічних газів і теплову роботу зводу, як елемента огороження печі [247–249]. Умовою рівномірного притоку (сталості об'ємної витрати) газів по периметру витяжного газоходу є однаковий гідравлічний опір для всіх умовних ліній струму з урахуванням симетрії печі. Для цього параметр газорозподільної решітки - величина міжтрубного інтервалу f спіральних панелей змінюється за певним законом (Розділ 5) в сторону зменшення гідравлічного опору від зони під газовідвідним патрубком ($\varphi = 180^\circ$) до протилежної частини ($\varphi = 0$).

Таким чином, витяжний газохід, як система спіральних панелей, є відкритим в робочий простір і, перебуваючи під розрядженням, може всмоктувати технологічні гази ДСП більшою поверхнею, ніж поперечний переріз традиційного газовідвідного патрубка. Це дозволяє знизити швидкість газового потоку в печі, що створює умови для зменшення виносу пилу і притоку повітря в робоче вікно.

Проведені на 100-т печі ЗАТ ММЗ «ІСТИЛ (Україна)» (м. Донецьк) прямі виміри запиленості газів по ходу плавки під газовідвідним патрубком на типовому водоохолоджуваному зводі і зводі з системою розподіленої аспірації [247,249] показали зниження виносу пилу з печі не менш ніж на 40–50 % (рис. 8.12).

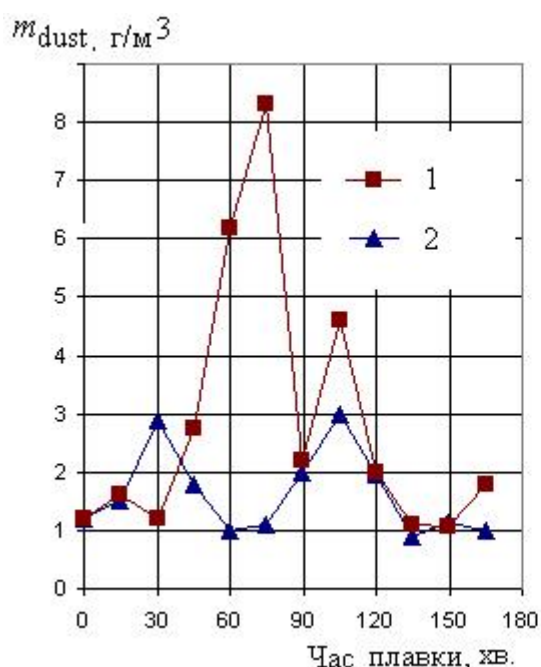


Рис.8.12– Запиленість газу m_{dust} по ходу плавки в 100-т ДСП при традиційній (1) і розподіленій (2) аспірації.

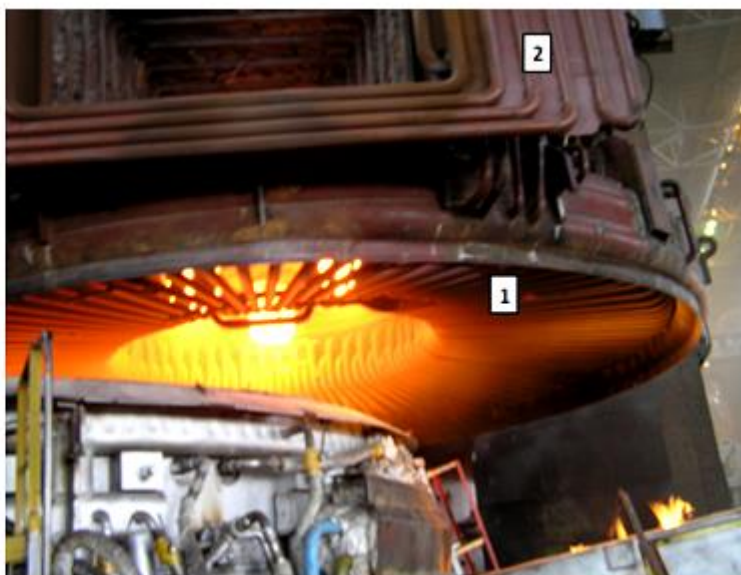


Рис. 8.13– Промислова реалізація системи розподіленої аспірації на 125-т ДСП. Позначення – в тексті.

Промислова реалізація системи розподіленої аспірації на 125-т ДСП ПАТ «ВМЗКО» представлена на рис. 8.13. В ній витяжний газохід 1 являє собою систему спіральних панелей, його внутрішня порожнина з'єднана з горизонтально розташованим газовідвідним патрубком 2, який одночасно відбирає газ з периферії робочого простору і області розпаду електродів.

На практиці виконання умови рівномірного притоку технологічних газів по периметру витяжного пристрою при його горизонтальному розташуванні виявилось непростим завданням. Основна функція спіральних панелей полягає в сприйнятті теплового потоку випромінювання з робочого простору і вимагає неперевикнення межтрубним інтервалом f (рис. 8.11) певної величини, що входить в протиріччя з завданням забезпечення розподіленої аспірації. Як було показано в Розділі 5, даний параметр змінюється по периметру витяжного газоходу.

Компромісне рішення, проте, дозволило знизити неорганізовані викиди через електродні зазори не менше ніж на 50 %, що відзначається візуально (рис. 8.14), після установки зводу з системою розподіленої аспірації на 125-т ДСП ПАТ «ВМЗКО» замість зводу з традиційною системою газовидалення.



Рис.8.14–Неорганізовані викиди 125-т ДСП з традиційною системою газовидалення (а) і з системою розподіленої аспірації (б).

Запропоноване в Розділі 5 концептуальне рішення витяжного газоходу відрізняється від розглянутого вище зводу з системою розподіленої аспірації вертикальним розташуванням всмоктуючої поверхні кільцевого витяжного

газоходу. Дане рішення, в порівнянні з горизонтальним розташуванням витяжного газоходу, значною мірою знижує сприйнятливість пристрою до падаючого від рідкої ванни теплового потоку випромінювання, що дозволяє більш ефективно використовувати витяжний газохід для цілей аспірації пилогазових викидів без певного ризику порушення теплового стану зводу ДСП.

Гарнісаж, згідно з дослідженнями [98], проходить циклічну еволюцію по ходу плавки, і в період нагріву при відкритій ванні має тенденцію до оплавлення через підвищене теплове навантаження. Тому, в процесі експлуатації заростання витяжного газоходу відкладеннями не будуть критичними. Раціональним рішенням є змінний звід для періодичної заміни, це є звичайною практикою в електросталеплавильних цехах незалежно від конструкції системи аспірації.

8.5.2 Система розосередженої аспірації

Приклади виконання зводу з системою розосередженої аспірації пилогазового середовища приведені на рис. 8.15. В конструкції на рис. 8.15а газовідвідний патрубок 1 з'єднаний з верхньою камерою 2 і периферією зводу 3, формуючи загальний аспіраційний канал, який, з метою локалізації неорганізованих викидів, наближений до електродних отворів 4.

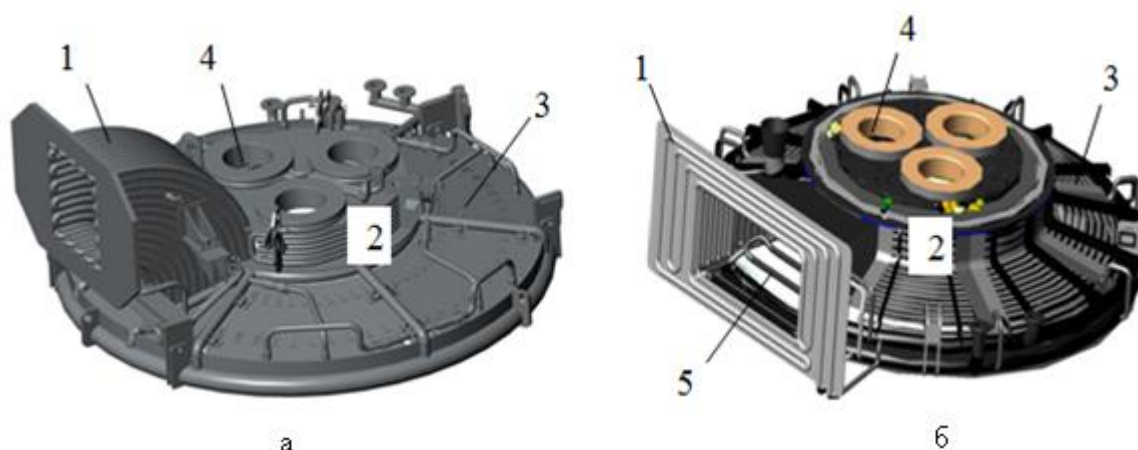


Рис. 8.15– Конструктивні рішення зводу ДСП з системою розосередженої аспірації. Позначення – в тексті.

У конструкції на рис. 8.15б газовідвідний патрубок 1 додатково забезпечений газорозподільною решіткою 5, що створює опір всмоктуванню газів з периферії підзводного простору з метою організації переважного видалення пилогазового середовища з області електродних отворів 4 і, тим самим, локалізації неорганізованих викидів. Дане рішення було розроблено для 60-т ДСП JSK «Zelezara Nicsic», м Нікшич (Чорногорія).

Реалізація системи розосередженої аспірації на 15-т ДСП LLC "Rustavi Steel" і 12-т ДСППС ТОВ "ДніпропресСталь" показана на рис. 8.16. Печі обладнані зводом з горизонтально розташованим газовідвідним патрубком, вбудованим в центральну частину зводу, камерою допалювання з накатної муфтою і камерою первинного знепилення. Система аспірації з комбінованим відбором технологічних газів від периферії і області електродних отворів забезпечує при експлуатації печі досить ефективну локалізацію неорганізованих викидів.

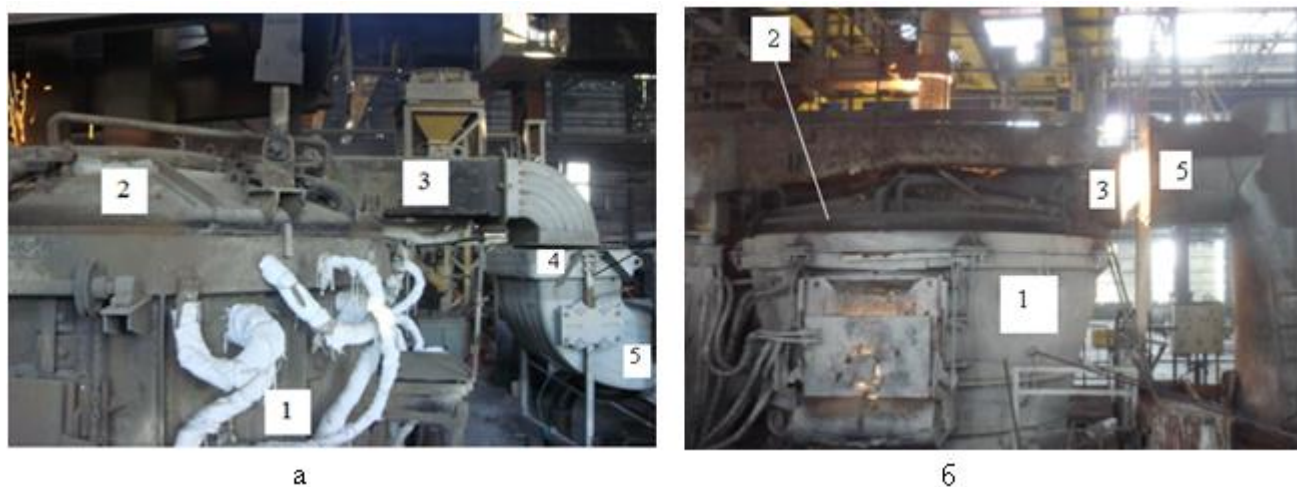


Рис. 8.16– Промислова реалізація систем розосередженої аспірації 15-т ДСП (а) і 12-т ДСППС (б). 1 –під, 2 – звід, 3 – газовідвідний патрубок, 4 – накатна муфта, 5 – камера допалення.

8.6 Система допалювання СО и попереднього нагріву скрапу

Для міні-заводу ТОВ «Електросталь» виконано технічну пропозицію по організації попереднього середньотемпературного нагріву скрапу теплотою

пилогазового середовища печі з метою підвищення енергоефективності 50-т ДСП. Схема (рис. 6.3а) передбачає установку камери нагріву в існуючій інфраструктурі тракту газовидалення і газоочистки. Для синхронізації допалення СО і нагріву скрапу в режимі без утворення токсичних PCDD/F, в КДПЗ передбачено двохстадійний приток повітря (Розділ 6).

Завантаження в камеру і подальше вивантаження нагрітого скрапу проводиться за допомогою цехових завантажувальних баддєй, мостових кранів і передавальних візків.

На основі даних розрахунку нагріву скрапу газами ДСП (Розділ 6), розраховується економія електроенергії на виплавку сталі:

$$\Delta W_{el} = C_s(t_s - t_0)G/M\eta_{eaf} \quad (8.4),$$

де C_s – теплоємність скрапу середня в інтервалі температур нагріву, кВтг/(тК); t_s, t_0 – температура нагріву скрапу і початкова, відповідно, К; G, M – маса скрапу, що нагрівається і маса плавки, т, відповідно; η_{eaf} – тепловий ККД ДСП (0,75 [3]).

Результати розрахунку наведені на рис. 8.17. Реалізація запропонованих рішень щодо шредерного скрапу стандартної насипної щільності 0,9 т/м³ дозволить економити до 37–40 кВтг/т сталі за умови реалізації попереднього нагріву 50 % маси завалки до 450 °С. В енергобалансі ДСП з ЕТР міні-заводу (табл. 1.4) застосування попереднього нагріву скрапу пічними газами відповідає підвищенню енергоефективності печі на 6–7 %.

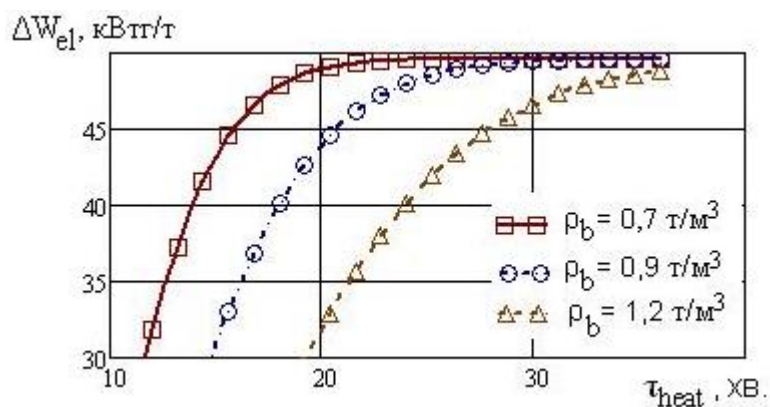


Рис. 8.17– Економія електроенергії ΔW_{el} в залежності від часу нагріву τ_{heat} та насипної щільності скрапу ρ_b .

Порівняльна характеристика середньотемпературного ПН скрапу і традиційних високотемпературних варіантів, наведена в табл. 8.5. Вона показує перспективність середньотемпературного ПН при модернізації діючих міні-заводів України з ДСП, що працюють за базовим ЕТР.

Таблиця 8.5

Порівняльна характеристика основних варіантів ПН скрапу

Варіант ПН скрапу	Високотемпературний в шахті	Високотемпературний на конвеєрі	Середньотемпературний в камері
Температура нагріву, °C	850–950	600–700	450
Розрахункова економія енергії в ДСП, кВтг/т	100–120	70–105	22–25
Проблема емісії PCDD/F	Існує		Немає
Енерговитрати на нейтралізацію PCDD/F	Не менш 10–15 кВтг/т [133].		Немає
Зміна інфраструктури цеху	Суттєва через необхідність фрагментування скрапу		Незначна

8.7 Камера первинного знепилення ДСП малої місткості

Камеру первинного знепилення встановлено на 15-т ДСП LLC "Rustavi Steel". Вона призначена для допалювання СО, попереднього пилоосадження і охолодження відхідних газів печі перед блоком рукавних тканинних фільтрів. Камера (рис. 8.18а, б) складається з корпусу 1; системи газоходів: вхідного 2, внутрішнього 3 і вихідного 4 з фланцем 10; створок 5; блоку форсунок 6; накатної муфти 7 з електроприводом 8. Всі елементи камери є трубчасті водоохолоджувані конструкції. Блок колекторів 9, встановлений на корпусі, забезпечує подачу охолоджуючої води в контури і її злив. Корпус спирається чотирма стійками 11 на фундамент. Для полегшення відкриття-закриття створок передбачені противаги 12.

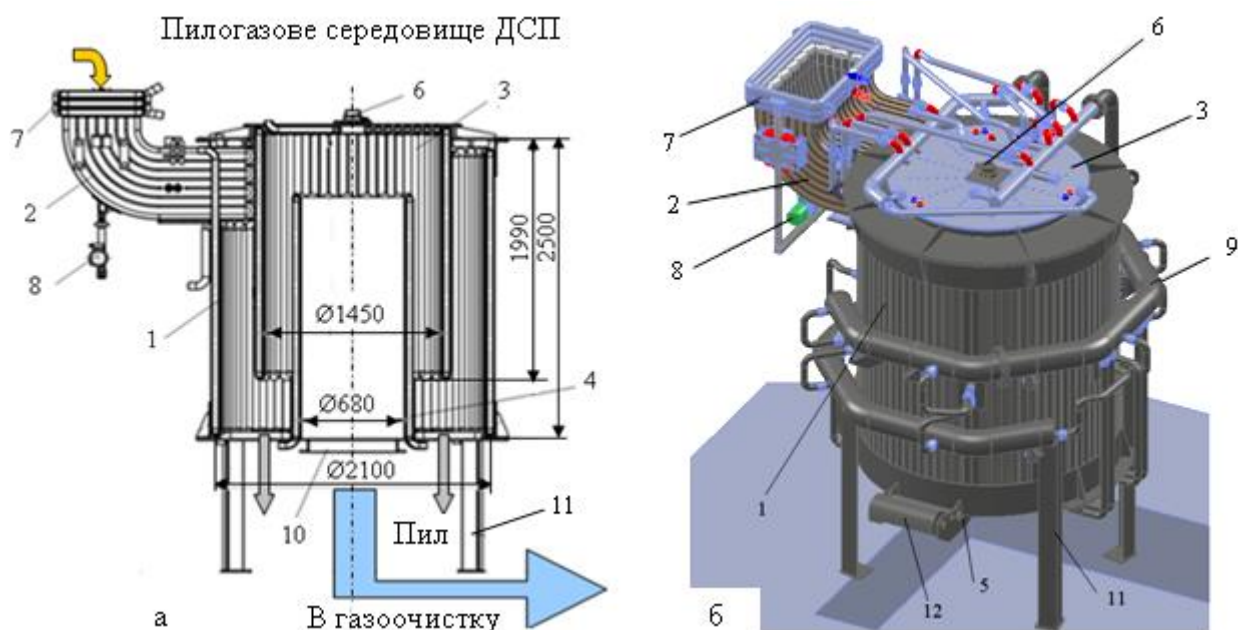


Рис. 8.18 –Вертикальний розріз (а) і загальний вид (б) камери первинного знепилювання. Вид камери та 15-т ДСП в цеху (в). І –під, ІІ–камера первинного знепилювання. Позначення – в тексті.

Положенням накатної муфти 7 регулюють інтенсивність притоку повітря в залежності від температури пічних газів. Пилогазовий потік додатково охолоджують розпиленням води за допомогою блоку форсунок 6, встановлених в кришці внутрішнього газоходу 3, за рахунок відібрання теплоти випаровування води. Зрошення пилогазового потоку водяними струменями сприяє коагуляції пилу. Пил осідає в нижній частині корпусу, звідки її періодично вивантажують для утилізації.

Вид камери знепилення в цеху наведено на рис. 8.18в. Досвід експлуатації камери показав досить ефективне знепилювання пічних газів і стійку роботу системи охолодження. Робота камери істотно зменшує

навантаження на блок рукавних фільтрів і сприяє зниженню експлуатаційних витрат системи газоочистки.

8.8 Подові електроди ДСППС і технологія їх виготовлення

ПП «Фірма РОУД» і ДВНЗ ДонНТУ (м. Донецьк) розробили промислову технологію виготовлення подових електродів (ПЕ) методом електрошлакового наплавлення міді на сталеву заготовку в теплоізовльованому графітовому тиглі на змінному струмі з використанням невитратного графітованого електроду. Схема і загальний вигляд установки наведено на рис. 8.19а, б. Технологічні етапи процесу показані на рис. 8.19в, г.

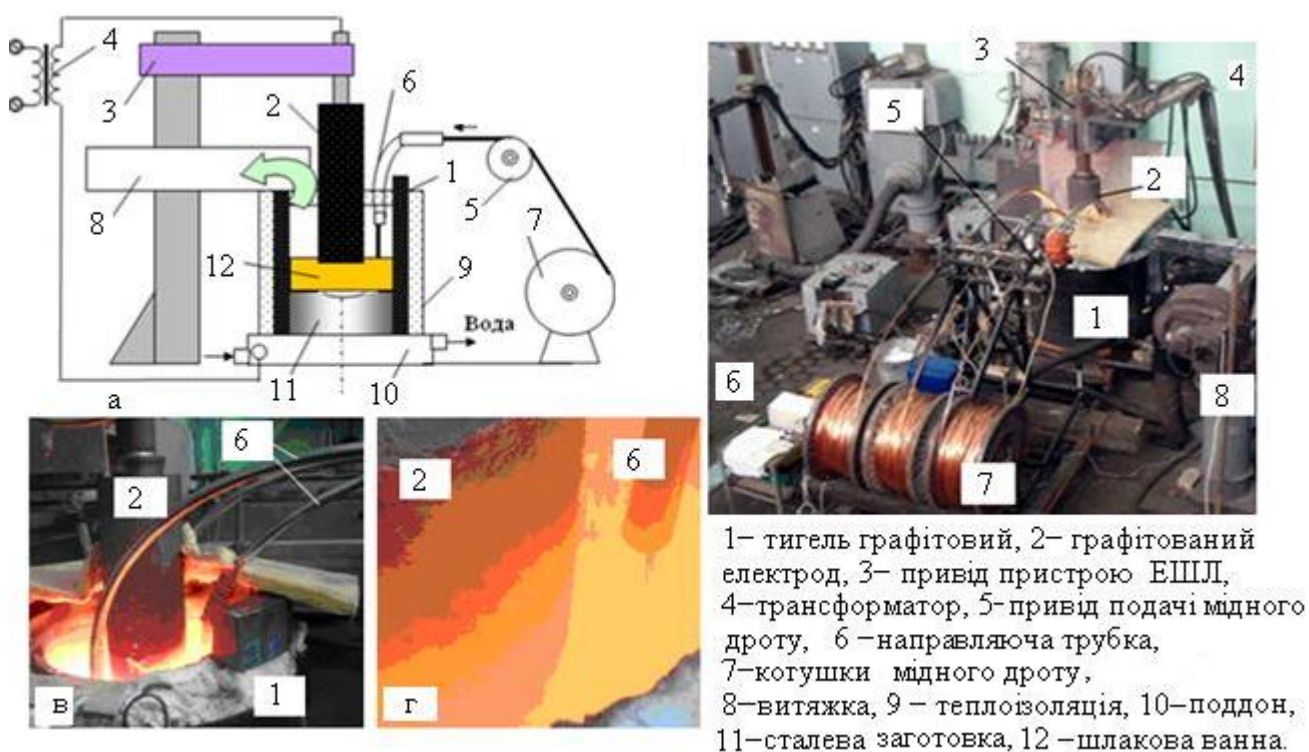


Рис. 8.19–Схема (а), загальний вид (б,в,г) установки для виготовлення ПЕ.

Основні положення технологічного регламенту процесу наплавлення міді на сталеву заготівлю при виробництві подових електродів представлені в табл. 8.6. Контроль процесу проводиться за показаннями термопари, встановленої по осі

сталевій заготовки в 10 мм від її робочої (верхньої) поверхні. Після наплавлення проміжного шару, ванну витримують при відключеному електроживленні. Важливим елементом технології є підтримання температури шлакової ванни на рівні, достатньому для розплавлення подаваного мідного дроту з перегрівом розплаву міді не більш 20 °С. «Заморожування» проміжного шару для мінімізації дифузії заліза в міді дозволяє отримати якісну вузьку перехідну область мідь-сталь. Обраний флюс забезпечує надійне видалення окислів з контактної поверхні сталевій заготовки і, як наслідок, високу адгезію міді до сталі.

Таблиця 8.6

Технологічний регламент процесу наплавки міді на сталеву заготовку

Параметр і його значення при операції	Найменування операції		
	Старт процесу наплавки	Наплавка проміжного слою міді на сталь	Наплавка основного слою міді
Шлаковий режим: склад флюсу, %; призначення флюсу в даний період	Флюс АНФ-6. Розігрів сталевій заготовці через шлак до робочої температури. Покриття шлаком поверхні заготовці шаром 2–3 см	$\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ - 50, Na_3AlF_6 - 30, CaF_2 - 20. Забезпечення високої адгезії міді до сталевій заготовки, виключення окислення поверхні	Na_3AlF_6 - 80, CaF_2 - 20. Рівномірне плавлення мідного дроту в шлаку, стійкий електричний і температурний режим.
Режим подачі мідного дроту	—	0,24 кг/с при діаметрі 8 мм	0,32 кг/с при діаметрі 8 мм
Електричний режим	35 – 40 В; 4 – 5 кА	20–25В; 1,0–1,2 кА	25–30 В; 1,0–1,2 кА
Температурний режим	1150 – 1200 °С	1080 – 1150 °С	1100 – 1200 °С

Хімічний аналіз зони стику мідь-сталь (зі сторони міді), виконаний за допомогою «Atomic-emission spectrometer Spectrolab M», приведено в табл. 8.7. Згідно з даними хімічного аналізу, в 20–25 мм від стику забезпечується вміст заліза в міді на рівні хімічного складу міді М2 і, відповідно, коефіцієнт теплопровідності не нижче 380 Вт/(мК) при 20 °С. Макроструктура стику мідь-сталь представлена на рис. 8.20а. Результати механічних випробувань зразка,

вирізаного в зоні переходу мідь-сталь (рис. 8.20б), свідчать про високу міцність перехідного шару, що перевищує міцність міді на розрив.

Таблиця 8.7

Хімічний склад перехідної зони мідь-сталь

Відстань від лінії стику мідь-сталь, мм	Вміст заліза, %	Вміст міді, %
3,5	1,8	98,0
6,0	0,45	99,0
22,0	0,061	99,9
35,0	0,026	99,9

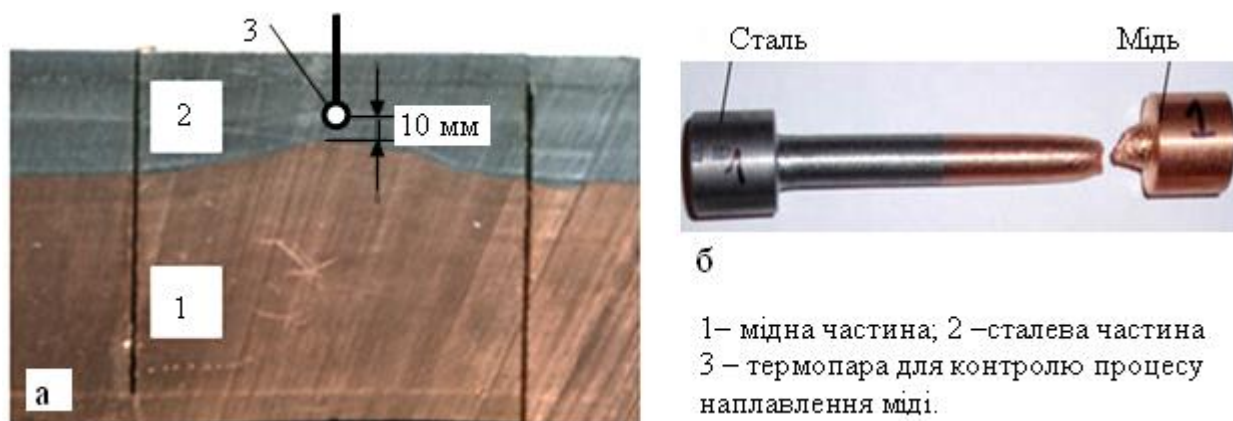


Рис. 8.20–Структура стику мідь-сталь (а) і зразок стику мідь-сталь після механічних випробувань (б).

Подові електроди стрижневого типу ПП «Фірма РОУД» [285,286] показано на рис. 8.21а. Безпеку експлуатації ПЕ забезпечують дві термопари, встановлені в мідній частині на різній відстані від лінії стику мідь-сталь.

Розміри ПЕ визначаються робочим струмом ДСППС, допустимою щільністю струму в сталевій частині $0,55\text{A}/\text{мм}^2$ і товщиною футерівки печі. Розрахунок швидкості і температури води виконується, виходячи з щільності теплового потоку (Розділ 7) за методикою для ВЕ ДСП (Розділ 4).

Споживачами ПЕ, серед інших, є ПрАТ «Феррокс» (м. Запорозжя) з найбільшими в Україні 12-т ДСППС (Додаток 8).

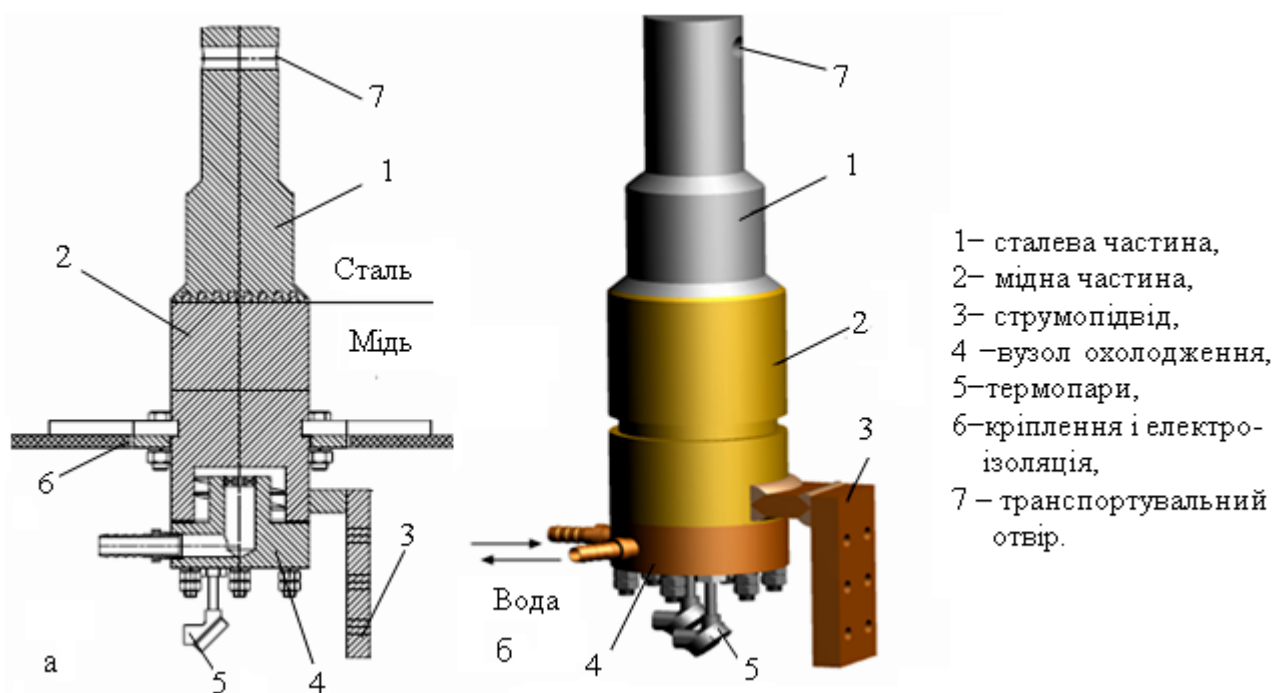


Рис. 8.21 –Схема (а) і зовнішній вид (б) подового електроду.

8.9 Економічна ефективність розробок

Економічні показники розробок (окремо або в комплексі) розраховуються для одного електросталеплавильного агрегату місткістю M , т з річним обсягом виробництва A , т/рік. В розрахунках використана грошова одиниця долар США.

Введемо індекси грошових потоків I_i (дол./т), які характеризують впроваджену розробку з позицій економіки через зміну питомих енерговитрат $I_{ен}$, витрат скрапу $I_{скр}$, вогнетривкої футерівки $I_{ф}$, електродів $I_{ед}$ щодо їх базових величин $W_{ен}$ (кВтг/т); $G_{скр}, G_{ф}, G_{ед}$ (кг/т). Індекси пов'язані з актуальними цінами на енергоносії $Ц_{ен}$ (дол./кВтг) та матеріали $Ц_{скр}, Ц_{ф}, Ц_{ед}$ (дол./кг) у такий спосіб: $I_{ен} = \alpha_{ен} W_{ен} Ц_{ен}$; $I_{скр} = \alpha_{скр} G_{скр} Ц_{скр}$; $I_{ф} = \alpha_{ф} G_{ф} Ц_{ф}$; $I_{ед} = \alpha_{ед} G_{ед} Ц_{ед}$, де параметри $\alpha_{ен}, \alpha_{скр}, \alpha_{ф}, \alpha_{ед}$ відображають ступінь зміни відповідних індексів від їх базових значень (на підставі попередніх розрахунків або практики).

Індекси входять в рівняння для економічного ефекту зі своїм знаком: знак «+» при індексі означає економію, а знак «-» означає зростання витрат за цією статтею собівартості. Кінцевий індекс грошових потоків, як алгебраїчна сума $I = \sum_1^n I_i$, визначається балансом складових при даному рівні цін на енергоносії і матеріали.

Так, при впровадженні ВЕ замість футерівки стін і зводу ДСП, має місце економія вогнетривів (індекс $I_{\text{ф}}$ зі знаком «+») і, одночасно, зростання витрат енергії з водою (індекс $I_{\text{ен}}$ зі знаком «-»). Якщо розробка не впливає на дану статтю собівартості, відповідний індекс до уваги не береться, наприклад, при впровадженні енергозберігаючих ВЕ замість традиційних, приймаємо, що індекси $I_{\text{скр}}$, $I_{\text{ф}}$, $I_{\text{ед}}$ не змінюються. Для ДСП ливарного класу, що працюють з тривалими простоями, індекс $I_{\text{ен}}$ включає, крім технологічного пакета, енерговитрати на акумуляцію теплоти футерівкою.

Економічний ефект розробок за k -й рік впровадження E_k , дол. визначається балансом кінцевого індексу грошових потоків $I_{\text{гп}}$ за відповідний рік впровадження, з урахуванням ставки дисконтування C_d , %, і необхідних інвестицій $In = m_{\text{МК}} \Pi_{\text{МК}} + RD$, дол. Інвестиції включають витрати на металоконструкції масою $m_{\text{МК}}$, т ціною $\Pi_{\text{МК}}$, дол./т (в т.ч. ПДВ) і витрати на інжиніринг RD , дол. (в т.ч. ПДВ), куди входить розробка документації, супровід впровадження, поставка КВПіА та ін.

$$E_k = [I \cdot A / (1 + C_d / 100)^{k-1}] - In, \text{ долл.} \quad (8.5)$$

Ключовим показником ефективності розробок є термін окупності інвестицій $T_{\text{ок}}$, який повинен бути мінімальним. Якщо $E_k \geq 0$ при $k = 1$, тобто в перший рік впровадження, то $T_{\text{ок}}$ визначається так:

$$T_{ок} = 12 \cdot [In / (In + E_1)], \text{ місяців} \quad (8.6)$$

Якщо за перший рік впровадження, розрахований по (8.5) $E_k < 0$, термін окупності включає цілу частину, відповідну року зміни знака E_k з мінуса на $E_k \geq 0$, і дробову частину, яка визначається «правилом важеля».

Техніко-економічна складова виконаних розробок розглянута через термін окупності і надана в табл. 8.8.

Таблиця 8.8

Техніко-економічні показники розробок

Параметр Розробка	Термін окупності	Складові економічного ефекту	Умови застосування
«Глибока» ванна	9–11 місяців	Зниження втрат теплоти з водою на 16–22 % (до 30 кВтг/т)	«Велика» металургія
ВЕ з просторовою структурою	4–7 місяців	Зниження втрат теплоти з водою на 3–18 кВтг/т	«Велика» металургія
Система аспірації	8–12 місяців	Зниження неорганізованих викидів ПГС на 20–50 % і притоку повітря на 20–25%	«Велика» металургія і ливар- не виробництво
Попередній нагрів скрапу ПГС	14–18 місяців	Економія електроенергії 27–40 кВтг/т	«Велика» металургія
Комбіновані ВЕ з просторовою структурою	5–7 місяців	Економія вогнетривів 1,4–2,5 рази, електродів 1,5 кг/т	ДСП ливарного класу
Комплекс: «глибока» ванна, ВЕ, нагрів скрапу, система аспірації	13–18 місяців	Економія електроенергії 45–60 кВтг/т, вогнетривів 8–11 кг/т, електродів 1,5 кг/т	ДСП ливарного класу
Подовий електрод		Забезпечення технологічного процесу	ДСППС ливарного класу

Значення розрахункових параметрів щодо українських заводів прийняті наступні (ціни в долл./кВтг, долл./кг): $C_{ен} = 0,075$; $C_{скр} = 2,25$; $C_{ф} = 0,78$; $C_{ед} = 2,5$; $C_{мк} = 6,55$.

Наукові результати розробок знайшли також застосування в учбовому процесі ДВНЗ «ДонНТУ», м. Покровськ (Додаток 9).

Рівень технічної готовності розробок з дисертації наведено в табл. 8.9.

Таблиця 8.9

Рівень готовності розробок дисертації

Розробка	Рівень готовності
«Глибока» ванна ДСП	Застосовується в промисловості
Енергозберігаючі водоохолоджувані елементи (ВЕ) з просторовою структурою	Застосовується в промисловості
Система розподіленої та розосередженої аспірації пилогазового середовища ДСП	Застосовується в промисловості
Комбіновані ВЕ ДСП ливарного класу	Застосовується в промисловості
Технологія виготовлення подових електродів ДСППС з вузькою перехідною зоною	Застосовується в промисловості
Плавильно-відновний процес утилізації залізовмісних техногенних відходів в електропечі з подовими електродами	Лабораторні дослідження
Попередній середньотемпературний нагрів скрапу газами, що відходять з ДСП	Технічна пропозиція
Подовий електрод з проміжним рідкометалевим теплоносієм	Попередні дослідження
Термохімічна регенерація природного газу в умовах «flat bath» процесу в ДСП з попереднім нагрівом скрапу синтез-газом	Попередні дослідження

Висновки

1. Експериментально на 50-т ДСП встановлено, що впровадження двохрядних стінових водоохолоджуваних панелей з просторовою структурою зменшує втрати енергії з водою на 4,5 % в порівнянні з традиційними однорядними панелями.

2. В 15-т ДСП ПАТ «НКМЗ» реалізовано комплекс енергоефективних рішень: «глибока» ванна, водоохолоджувані панелі з просторовою структурою, система розосередженої аспірації, що сприяє зниженню енергоспоживання на 3–5 % і неорганізованих пилогазових викидів на 20–50 %.

3. На ДСП місткістю 15–120 т «великої» металургії: ПАТ «НКМЗ», ПрАТ «ДЕМЗ», ТОВ «Камасталь», ТОВ «Електросталь» впроваджено ВЕ з просторовою

структурою: двоярді снінові панелі і несучі панелі ЗІП, що характеризуються високою стійкістю і ремонтпридатністю.

4. На ДСП ливарного класу місткістю від 3 до 25 т: ПАТ «КСЗ», ПАТ «Сумське НВО», LLC «Rustavi Steel» впроваджено ВЕ з просторовою структурою, що підвищують енергоефективність печі за рахунок зниження витрати вогнетривів на 6,5–11 кг/т і електродів на 1,2–1,5 кг/т.

5. Експериментально на 100-т ДСП встановлено, що система розподіленої аспірації сприяє зменшенню запиленості газового середовища, що відходить із дугової печі, на 40–50 %.

6. Системи розподіленої і розосередженої аспірації впроваджено на 100-т ДСП ПрАТ «ДЕМЗ» (м. Донецьк), 125-т ДСП ПАТ «ВМЗКО» (м. Волгоград, РФ), 15-т ДСП ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ) та LLC "Rustavi Steel" (м. Руставі, Грузія). Ефективна локалізація неорганізованих викидів пилогазового середовища і зниження притоку повітря в робочий простір сприяє підвищенню енергоефективності печі.

7. Для дугових печей «малої» металургії, які працюють в умовах тривалих простоїв, розроблено концепцію збільшення питомої потужності та глибини ванни за рахунок зменшення місткості, що забезпечує зниження енерговитрат на 7–25 %.

8. Розроблена технічна пропозиція системи попереднього нагріву скрапу в умовах діючого міні-заводу на основі 50-т ДСП, направлена на підвищення енергоефективності печі на 6–7 %.

9. Удосконалено технологію виготовлення подових електродів з перехідною зоною мідь-сталь товщиною не більш, ніж 20–25 мм шляхом електрошлакового наплавлення міді на сталеву заготовку, що забезпечує сталу експлуатацію в умовах теплових навантажень в ДСППС.

10. Термін окупності інвестицій при впровадженні розробок дисертації в промисловість, зазвичай, не перевищує 1 рік, що свідчить про їх високу техніко-економічну ефективність.

Основні положення Розділу 8 опубліковані в [26], [27], [101], [172], [229], [230], [232], [234], [238], [248], [258], [259], [278–286].

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Аналіз впливу геометричних співвідношень робочого простору ДСП і конвертера на втрати теплоти з пилогазовим середовищем і водою, а також на вихід придатного виявив напрямки підвищення енергоефективності ДСП шляхом збільшення глибини ванни та всмоктуючої поверхні аспіраційного газоходу.

2. Теоретично обґрунтовано й експериментально підтверджено оптимальне, за критерієм енергоефективності, співвідношення діаметра і глибини ванни, що для різних енерготехнологічних режимів (ЕТР) становить 2,5–1,8 і дозволяє знизити втрати теплоти випромінювання з водою на 8,5–49 %, збільшити швидкість нагріву ванни і швидкість плавлення скрапу на 12–25 %, швидкість зневуглецевлення на 5–18 % і дефосфорації на 3–25 %, втрати заліза при випаровуванні на 10–12 %.

3. На основі математичного моделювання інтенсивної технології плавлення металошихти і нагрівання рідкої сталі до температури випуску встановлено, що коефіцієнт енергоефективності дуги знижується з 0,92–0,94 до 0,68–0,70 при еволюції окремих колодязів під електродами до спільного колодязя, а збільшення діаметру розпаду електродів до 0,42–0,49 діаметру робочого простору призводить до зниження питомої витрати енергії в ДСП різної місткості на 2,5–7,5 %.

4. Встановлено, що в робочому просторі ДСП на трубчастій поверхні водоохолоджуваних елементів (ВЕ) діючі величини теплових потоків, що визначають термічні напруги і стійкість ВЕ, на 12–55 % перевищують значення, розраховані для плоскої поверхні, а частка конвективної і конденсаційної складових теплового навантаження на ВЕ становить в сумі 31–37 % теплового потоку випромінювання. З урахуванням цих положень вдосконалено методику розрахунку ВЕ.

5. Теоретично і експериментально одержані дані стосовно теплової роботи ВЕ з просторовою трубчастою структурою, що забезпечують зниження втрат теплоти випромінювання з охолоджувальною водою на 20–35 % за рахунок формування теплоакumuлюючого і теплоізолюючого шару гарнісажу. Розроблено

енергоефективні водоохолоджувані панелі: зі зміщеними осями труб, дворядні, з нещільною трубчастою структурою, кесонні з трубним захистом.

6. Чисельними дослідженнями теплообміну в ДСП ливарного класу в умовах неритмічної роботи визначено і експериментально підтверджено, що застосування ВЕ з просторовою структурою в місцях критичної стійкості футерівки не підвищує енергоспоживання ДСП при відносній площі ВЕ зводу до 15–20 % і знижує витрату вогнетривів в 1,4–2,5 рази.

7. Розроблена концепція системи аспірації ДСП, заснована на спільному газодинамічному впливі розосередження і збільшення всмоктуючої поверхні з наближенням її до електродних зазорів. Чисельними дослідженнями показана можливість зниження неорганізованих викидів ПГС на 15–29 %, притоку повітря в піч на 20–25 %, виносу пилу з агрегату на 20–50 %, що підтверджено експериментально.

8. Отримала розвиток енерго-екологічна концепція щодо утилізації теплоти відхідних газів ДСП. На основі дослідження двохстадійного процесу горіння СО в камері допалювання ДСП визначено співвідношення первинного і вторинного повітря 1 до 3,5, яке забезпечує досягнення ГДК СО шляхом організації зони сталого горіння і одержання теплоносія для попереднього нагріву скрапу з температурою до 500 °С, що виключає утворення токсичних PCDD/F.

9. На основі термодинамічного аналізу обґрунтовано технологічну схему електросталеплавильного «flat bath» процесу з альтернативним енергозабезпеченням шляхом термохімічної регенерації (ТХР) природного газу з відхідними газами ДСП, що, при нагріванні скрапу спалюванням синтез-газу ТХР, підвищує тепловий ККД печі на 5–6 %, знижує витрати природного газу на 21 % і емісію CO₂ на 9,8 %.

10. Розроблено рідкофазний вуглецевотермічний ПВП в теплогенеруючій шлакової ванні електричної печі з двома ПЕ і встановлено, що для отримання рідкого металізованого продукту в горні, відділеному від ПЕ шаром шлаку, множник, що враховує вплив конвекції у ванні, при коефіцієнті стаціонарної теплопровідності має становити не менше 2,7. Випробування ПВП на 200-кг пілотній установці показало вихід придатного 71–94 % при витратах електроенергії

2,12–2,29 кВт/кг продукту, що відповідає кращим закордонним аналогам «ІТmk3» (США, Японія) і «ОхуСир» (ФРН).

11. На основі чисельного дослідження електровихрових течій (ЕВТ) в ДСППС ливарного класу, обґрунтовано застосування «глибокої» ванни, що спричинює в 1,3–8,4 рази більш потужне ЕВТ-перемішування для різних варіантів ПЕ і, за рахунок скорочення періода доведення сталі, сприяє зменшенню питомої витрати електроенергії на 3–9 %. Досліджено процеси теплообміну з фазовим переходом біметалічного ПЕ в умовах ЕВТ в анодній ямі ДСППС високої потужності і показано, що рівноважна товщина твердої сталевий частини ПЕ знаходиться в критичній залежності від ширини перехідної зони мідь-сталь, яка, для сталої роботи ПЕ має не перевищувати 20–25 мм. Обґрунтовано концепцію ПЕ з конвективним механізмом теплопередачі.

12. Ряд розробок доведено до промислового впровадження. В 15-т ДСП ПАТ «НКМЗ» застосовані «глибока» ванна, ВЕ з просторовою структурою і система розосередженої аспірації; результатом є зниження енергоспоживання на 3–5 % і неорганізованих викидів ПГС на 20–50 %. Енергоефективні ВЕ з просторовою структурою, система аспірації, центральна водоохолоджувана частина зводу, комбіновані ВЕ, камера первинного знепилення ДСП малої місткості, ПЕ з вузькою перехідною зоною мідь-сталь впроваджено на 7 заводах «великої» і «малої» металургії в ДСП місткістю від 3 до 120 т. Високі техніко-економічні показники забезпечують термін окупності інвестицій, як правило, до 1 року.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. World Steel Association, Media center, Press releases. (2018). Available at: <https://www.worldsteel.org/mediacentre/press-releases/2018/World-crude-steeloutput-increases-by-5.3--in-2017.htm> (assessed 17.05.18).
2. Basson, E. World steel in figures 2016. World Steel Association, Booklet. 30p. Available at: www.worldsteel.org/en/dam/jcr:1568363d-f735-4c2c-a1da-e5172d8341dd/World+Steel+in+Figures+2016.pdf (assessed 17.05.18).
3. Toulouevski, Yu., Zinurov, I. (2010) *Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection*. Berlin (Germany): Springer-Verlag. 258 p.
4. Seetharaman, Seshadri, McLean, A., Guthrie, R., Seetharaman, Sridhar (2014). *Treatise on Process Metallurgy. Industrial Processes, Part A*. Elsevier Ltd. 1745 p.
5. Shatokha, V., Timoshenko, S., Semenko, S. (2017). Trends and factors of sustainable development. Iron and Steelmaking. In the book: *Environmentally sustainable industrial development*. Dnipro: Driant, 56-78.
6. Cabai, G., Cabai, F. Micro mills for niche locations and niche applications/ Available at: http://millennium-steel.com/wp-content/uploads/2014/05/pp71-75_ms14.pdf (accessed 21.02.17).
7. Смирнов, А.Н. Куберский, С.В., Шутов, И.В., Спиридонов Д.В. (2011) Конкурентоспособность микрометаллургических заводов: технологические аспекты. *Сб. научн. трудов ДГТУ*. Алчевск, вып.34, 112-121.
8. Simetal EAF Micro. Intelligent solution for small scrap melting units. (2012) Siemens VAI Metals Technologies GmbH/Brochure. Available at: <https://www.siemens.com/press/pool/de/feature/2012/industry/metals-technologies/2012-03-steel/simetal-eaf-en.pdf> (assessed 04.10.17).
9. Klein, T., Wilhelm, U. (2013). Nano-Mill technology. *Millennium Steel*, 104-108. Available at: http://millennium-steel.com/wp-content/uploads/2014/02/pp104-108_ms13.pdf (assessed 04.10.17).

10. Udit, J. Corex & Finex – new developments in utilization of low grade raw materials/ Available at: http://eprints.nmlindia.org/7037/1/Udit_Jain_MNIT_ARIM-2_13.pdf (assessed 20.06.18).
11. Gottardi, R., Miani, S., Partyka, A. (2008). The Hot Metal Meets the Electric Arc Furnace Steelmaking Route. *Archives of Metallurgy and Materials*, vol. 53, 2, 517- 522.
12. Зиннуров, И.Ю., Шумаков А.М., Овчинников, С.Г. и др. (2009). Проблемы использования жидкого чугуна в ДСП. *Сталь*, 7, 35–37.
13. Atsushi, M., Tsushi, H., Uemura, H., Sakaguchi, T. (2010). Midrex Processes. *KOBELCO Technology Review*, 29, 50–57. Available at: http://www.kobelco.co.jp/english/ktr/pdf/ktr_29/050-057.pdf (assessed 04.10.17).
14. Energiron-HYL. DRI Technology by Tenova & Danieli (2014). Available at: <http://www.tenova.com/public/AA/products/energiron%20book%202014.pdf> (assessed 04.10.17).
15. Gershuni, S., Burke, B., Dounic, S. (2012). A Renaissance for Direct Reduction Iron. UBS *Investment Research.North American metals Update*. May, 9, 2012. 21p. Available at: <http://metallics.org.uk/ubs-investment-research/> (assessed 30.09.17).
16. Kikuchi, S., Shuzo Ito, S., Kobayashi, I., Tsuge, O., Tokuda, K. (2010). ITmk3 Process. *KOBELCO Technology Review*, 29, 77–84.
17. Tanaka, H., Miyagawa, R., Harada, T. (2008) Fastmet, Fastmelt and ITmk3: development of new coal-based Ironmaking process. *Direct from Midrex. Special Report*. Winter 2007/2008, 8–13.
18. Remus, R., Aguado Monsonet, M., Roudier, S., Sancho, L. (2012). JRC Reference Report. Best Available Techniques (BAT) Reference. *Document for Iron and Steel Production. European Commission. Integrated Pollution Prevention and Control*. 409p. Available at: http://eippcb.jrc.ec.europa.eu/reference/BREF/IS_Adopted_03_2012.pdf (assessed 12.03.17).
19. Pardo, N., Moya, J., Vatopoulos, K. (2012). Prospective Scenarios of Energy efficiency and CO₂ Emissions in the EU Iron & Steel Industry. *European Commission. JRC Scientific and Policy Report*. 50 p. Available at: <https://setis.ec.europa>.

eu/sites/default/files/reports/Prospective-Scenarios-on-Energy-Efficiency-and-CO2-Emissions -EU-Iron-Steel-Industry.pdf (assessed 12.03.17).

20. Impacts of energy market developments on the steel industry. *74th Session of the OECD Steel Committee*. Paris, 1-2 July 2013. Available at: <https://www.oecd.org/.../Item%209.%20Laplace> (assessed 12.03.17).

21. Fruehan, R., Fortini, O., Pahton, H., Brindle, R. (2000). Theoretical minimum energies to produce steel for selected conditions. *Prepared under contract to Energetics, Inc. Columbia, MD For the U.S. Department of Energy Office of Industrial Technologies*. Washington DC. March 2000. 34 p. Available at: http://energy.gov/sites/prod/files/2013/11/f4/theoretical_minimum_energies.pdf (assessed 12.03.2017).

22. Aswathanarayana, U., Harikrishnan, T., Thayyib Sahini, K.M. (2010). *Green Energy. Technology, Economics and Policy*. Boca Raton-London-New York: CRC Press. Taylor & Francis Group. 364p.

23. Kirschen, M., Badr, K., Pfeifer, H. (2011). Influence of direct reduced iron on the energy balance of the electric arc furnace in steel industry. *Energy*, vol. 36, 10, 6146-6155. Available at: www.elsevier.com/locate/energy (assessed 04.10.17).

24. Lupi, S. (2017). *Fundamentals of Electroheat: Electrical Technologies for Process Heating*. © Springer International Publishing Switzerland. 620p.

25. Малиновский, В.С., Власова, И.Б., Малиновский, В.Д. (2010). Техно-экономические результаты промышленного освоения дуговых печей постоянного тока нового поколения. *Черная металлургия*, 2. Москва: ОАО "Черметинформация", 26-40.

26. Тимошенко, С.Н., Тищенко, П.И., Онищенко, С.П. и др. (2013). Повышение энергоэффективности дуговой сталеплавильной печи с двухрядными стеновыми панелями. *Металлургические процессы и оборудование*, 2, Донецк: ДонНТУ, 10-15.

27. Шумаков, В.Ф., Малахов, А.И., Буряк, А.В., Голик, В.В., Анацкий, М.П., Тимошенко, С.Н., Тищенко, П.И. (2017). Дуговая печь малой вместимости для литейных цехов и региональных микро-заводов. *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 3, 107-112.

28. Смирнов, А.Н. (2011). Развитие электрометаллургических мини-заводов в структуре сталеплавильного комплекса Украины. *Черная металлургия*, 6. Москва: ОАО "Черметинформация", 10-12.
29. Юнес, Р., Опрышко, И.А., Лобода, П.И. (2011). Анализ технологий прямого восстановления оксидов металлов с применением печей с вращающимся подом. *НТУ України «Київський політехнічний інститут» м.Київ, Україна. Серія Машинобудування*, 61, 184-192.
30. Сталь для металлочерепицы. Available at: <https://delo.ua/business/stal-dlja-metallocherepicy-metinvest-stal-proizvoditelem-300274/> © delo.ua. (assessed 18.09.17).
31. Коновалов, Ю.В., Троянский, А.А., Тимошенко, С.Н. (2011). *Металлургия: уч. пособие. Книга 1. Производство чугуна, железа, стали и ферросплавов*. Донецк: ДонНТУ. 430 с.
32. Гудим, Ю.А., Зинуров, И.Ю., Киселев, А.Д. (2010). *Производство стали в дуговых сталеплавильных печах. Конструкции, технология, материалы: монография*. Новосибирск: НГТУ. 547 с.
33. Смирнов, А.Н., Сафонов, В.М., Дорохова, Л.В. (2005). *Металлургические мини-заводы*. Донецк.: Норд-Пресс. 469 с.
34. Pfeifer, H., Kirschen, M. (2002). Thermodynamic analysis of EAF energy efficiency and comparison with a statistical model of electric energy demand. *7-th European Electric steelmaking Conf. May 26-29. Venice. EEC Conf. Proceedings*, 1413-1428.
35. Тулуевский, Ю.Н., Зинуров, И.Ю., Попов, А.Н., Галян, В.С. (1987). *Экономия электроэнергии в дуговых сталеплавильных печах*. М.:Энергоатомиздат. 104с.
36. Pfeifer, H. Kirschen, M. (2005). Thermodynamic analysis of EAF energy efficiency and comparison with a statistical model of electric energy demand. *8-th European Electric steelmaking Conf. May 10-12. Birmingham*.
37. Гудим, Ю.А., Зиннуров, И.Ю., Киселев, А.Д., Шумаков, А.М. (2008). Рациональные способы интенсификации плавки в современных дуговых сталеплавильных печах. *Вестник ЮУрГУ. Серия Металлургия*, вып. 10, 9, 10-13.
38. Тулуевский, Ю.Н., Зинуров, И.Ю., Швер, В.Г. (2011). Новые возможности печей Consteel. *Электрометаллургия*, 6, 22-27.

39. Toulouevski, Yu.N., Zinurov, I. Y. (2015). *Electric Arc Furnace with Flat Bath. Achievements and Prospects*. Heidelberg New York Dordrecht London. 132 p.
40. Ishikawa, H., Kopfle, J., McClelland, J., Ripke, J. R. (2008). oraty hearth furnace technologies for iron ore and recycling operations. *Archives of Metallurgy and Materials*, vol. 53, 2, 541-545.
41. Kirschen, M., Zettl, K-M., Echterhof, T., Pfeifer, H. Models for EAF energy efficiency. Available at: http://www.steeltimesint.com/contentimages/features/RHIPDF_1.pdf (assessed 20.06.18).
42. Adams, W., Alameddine, S., Bowman, B. et el. (2002). Total energy consumption in arc furnaces. *MPT International*, 6, 44-50.
43. Hornby, S., Madias, J., Torre, F. (2016). Myths and realities of charging DRI/HBI in electric arc furnaces. *Iron & Steel technology*, 3, 81-90.
44. Gruber, J-C. (2015). *Development of a Numerical Model for the Heat and Mass Transport in an Electric Arc Furnace Freeboard*. Doctor of Engineering approved Thesis. RWTH Aachen University. 147p. ISBN: 978-3-95886-087-2
45. Grant, M. (2000). Principles and strategy of EAF post-combustion. *58-th Electric Furnace Conf.* Orlando (USA). November 12-15th. 14 p.
46. Opitz, F., Treffinger, P. (2016). Physics-Based Modeling of Electric Operation, Heat Transfer, and Scrap Melting in an AC Electric Arc Furnace. *Metallurgical and Material Transactions*, vol. 47, 1489-1503.
47. Stankevich, Yu. A., Timoshpol'skii, V. I., Pavlyukevich, N. V. et al. (2009). Mathematical modeling of the heating and melting of the metal charge in an electric arc furnace. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, vol. 82, 2, 221-235.
48. Pretorius, E., Oltmann, H, Jones, J. *EAF fundamentals*. Available at: <http://etech.lwbref.com/Downloads/Theory/Fundamentals%20of%20the%20EAF%20Process.pdf> (assessed 26.06.18).
49. Marcozzi, M., Guzzon, M. (2011). The evolution of preheating and the importance of the hot heel in supersized EAF systems. *MPT International*, 3, 82-91.

50. Gruber, J-C., Echterhof, T., Pfeifer, H. (2016). Investigation on the Influence of the Arc Region on Heat and Mass Transport in an EAF Freeboard using Numerical Modeling. *Steel research international*, vol. 87, no.1, 15–28.

51. Цымбалист, М.М., Некрасов, И.В., Шешуков, О.Ю., Сивцов, А.В., Егиазарьян, Д.К. (2012). Особенности теплообмена в ДСП и перспективы усовершенствования процесса. *Труды 12 Международного Конгресса сталеплавателей*. г. Выкса, 22-26.10, 97-99.

52. Jones, A., Bowman, B., Lefrank, P. (1998) *The Making, Shaping and Treating of Steel. Edited by Fruehan R. J. Vol. 2. Steelmaking and Refining*. AISE Steel Foundation, Pittsburg, PA, USA, 525-660.

53. Шишимиров, М.В., Сосонкин, О.М. (2015). Ресурсосбережение и резервы повышения эффективности выплавки стали в ДСП. *Вестник ЮУрГУ. Серия Металлургия*, vol. 15, 3, 70-79.

54. Егоров, А.В. (1990). *Расчет мощности и параметров электропечей черной металлургии. Учебн. пособие для вузов*. М.: Металлургия. 280 с.

55. Butcher, B., Laroy, K., Vanover B. (2011). Single-Charge EAF Modification: Installation and Experience. *Iron & Steel Technology*, 2, 42-48.

56. Patrizio, D., Orsini, M. (2010). One bucket charging Fastarc™ in Jacksonville. *La Metallurgia Italiana*, 2, 19-26.

57. MacRosty, R., Swartz, C. (2007). Dynamic optimization of electric arc furnace operation. *AIChE Journal*, vol. 53, 3, 640-653.

58. Logar, V., Dovžan, D., Škrjanc, I. (2012). Modeling and Validation of an Electric Arc Furnace. *ISIJ International*, vol. 52, 3, 402-423.

59. Logar, V., Dovžan, D., Škrjanc, I. (2012). Modeling and Validation of an Electric Arc Furnace: Part 2, Thermo Chemistry. *ISIJ International*, vol. 52, 3, 413-423.

60. Logar, V., Škrjanc, I. (2012). Modeling and Validation of the Radiative Heat Transfer in an Electric Arc Furnace. *ISIJ International*, vol. 52, 7, 1225-1232.

61. Сосонкин, О.М., Шишимиров, М.В. (2002). Анализ факторов, влияющих на угар металла в дуговой сталеплавильной печи. *Электрометаллургия*, 12, 12-15.

62. Цымбалист, М.М., Сивцов, А.В., Шешуков, О.Ю. (2009). О теплообмене в дуговых сталеплавильных печах на стадии плавления. *Электromеталлургия*, 1, 8-12.
63. Карасев, В.П., Сутягин, К.Л. (2009). Об испарении железа при плавке стали в дуговых электропечах. *Электromеталлургия*, 6, 5-9.
64. Бикеев, Р.А., Чередниченко, М.В., Сериков, В.Я., Чередниченко В.С. (2015). Нагрев шихты в жидкометаллическом расплаве в дуговых сталеплавильных печах. *Электromеталлургия*, 1, 2-6.
65. Спелицин, Р.И. (1975). Исследование заглублиения электрической дуги в жидкую ванну в условиях высокомошньх дуговых сталеплавильных печей. *Электротехническая промышленность. Серия Электротермия*, 12, 10-11.
66. Timoshenko, S.N. (2016). Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace. *Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць*, 3(104). Дніпро: НМетАУ ІВК Системні технології, 33-39.
67. Зинуров, И.Ю. и др. (1983). *Дуговые сталеплавильные печи. Атлас*. М.: Металлургия. 83 с.
68. Narholz, T., Villemin, B. (2005). The new VAI – Fuchs Ultimate EAF. Dawn of new era in electric steelmaking. *La metalurgia Italiana*, 5, 72-74.
69. Gensini, G., Pavlicevic, M., Poloni, A. (1998). The evolution from Danarc to Danarc Plus M2. *MPT International*, 2, 60-64.
70. Евстратов, В.Г., Киселев, А.Д., Зиннуров, И.Ю. и др. (2012). Особенности тепловой работы электропечи ДСП-120 Consteel на Ашинском металлургическом заводе. *Электromеталлургия*, 8, 2-6.
71. Guo, D., Irons, J. (2003). Modeling of radiation intensity in an EAF. *Third International Conf. of CRD in the Minerals and process industry*. CSIRO, Melbourne, Australia. 10-12 December, 223-228.
72. Gonsalez, O., Ramirez-Argaez, M., Conejo, A. (2010). Effect of Arc Length on Fluid Flow and Mixing Phenomena in AC Electric Arc Furnaces. *ISIJ International*, vol.50, 1, 1-8.

73. Rafiei, R., Kermanpur, A. Ashrafizadeh, F. (2008). Numerical thermal simulation of graphite electrode in EAF during normal operation. *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 35, 6, 465-472.
74. Kawakami, M., Takatani, R, Brabie, L. (1999). Heat and Mass Transfer Analysis of Scrap Melting in Steel Bath. *Tetsu to Hagane*, vol. 85, 9, 658-665.
75. Guo, D. Swickard, D. Alavanjaetal, M.(2013). Numerical Simulation of Heavy Scrap Melting in BOF Steelmaking. *Iron & Steel Technology*, 4, 125-132.
76. Nakanishi, K., Fujii, T., Szekely, J. (1975). Possible relationship between energy dissipation and agitation in steel processing operations. *Ironmaking & Steelmaking*, 3, 193-194.
77. Mazumdar, D., Guthrie, R. (1995). The Physical and Mathematical Modeling of Gas Stirred Ladle Systems. *ISIJ International*, vol. 35, 1, 1-20.
78. Ghosh, A. (2000). *Secondary Steelmaking. Principles and Applications*. CRC Press. 344p.
79. Mazumdar, D., Das, S., Bajpayee, S. (1997). A Comparative Study of Mixing Phenomenain GasStirred Ladle Systems. *ISIJ International*, vol. 37, 2, 194-196.
80. Mazumdar, D., Dhandapani, P., Sarvanakumar, R. (2017). Modeling and Optimisation of Gas Stirred Ladle Systems. *ISIJ International*, vol. 57, 2, 286-295.
81. Li, J., Brooks, G., Provatas, N. (2005). Kinetics of Scrap Melting in Liquid Steel. *Metallurgical & Materials Transactions*, vol. 36B, 293-302.
82. Li, J., Provatas, N. (2005). Kinetics of Scrap Melting in Liquid Steel: Multipiece Scrap Melting. *Metallurgical & Materials Transactions*, vol. 36B, 268-279.
83. Гришин, А.А. (2006). *Исследование режима плавления металлизированных окатышей в ванне дуговой печи с целью интенсификации процесса электроплавки стали*. Автореферат дис. к.т.н. Москва: МИСиС. 28 с.
84. Li, J., Provatas, N., Irons, G. (2008). Modeling of scrap melting in the heel of an EAF. *Iron & Steel Technology*, vol.5, 3, 216-223.
85. Белковский, А. Г., Краснянский, М. В., Кац, Я. Л. (2014). Повышение эффективности производства стали на электрометаллургических заводах малой

производительности. *Сб. трудов XIII Международного конгресса сталеплавильщиков*, 12-18. 10. Москва – Полевской, 457-467.

86. Patent JP 19900291856 F27B3/08. Continuous scrap charge type arc furnace and charging method thereof. Takahashi Makoto. Nippon Steel Corp (Japan). Priority data 31.10.1990 (www.espacenet.com).

87. Белковский, А. Г., Кац, Я. Л. (2012). Влияние геометрических параметров ванны ДСП на основные показатели работы печи. *Электromеталлургия*, 11, 17-20.

88. Patent US 3940552. F27D 1/04. Water-cooled panel for arc furnace. Susumo, Mizuna. Daido Seiko Kabushiki, Kaisha (Japan). Priority data 24.02.1976. (www.espacenet.com).

89. Henning, B., Shapiro, M., Marx, F. et al. (2010). Evaluating AC and DC furnace water cooling systems using CFD analysis. *Proceedings of The Twelfth International Ferroalloys Congress*. June 6 – 9. Helsinki, Finland, 849-856.

90. Patent US 4097679. F27D 1/12. Side wall for the ultra high power electric arc furnaces for steelmaking. Ichiro Fukumoto, Susumi Hayashida. Sankyo Special Steel Co Ltd (Japan). Priority data 27.06.1978. (www.espacenet.com).

91. Kylo, A., Filzwieser, A. and Gray, N. “Composite Furnace Modules – Background and Update/ Proceedings of EMC, 2007, pp. 1–12.

92. Marx, F., Shapiro, M., Geldenhuys, I. et al. (2009). Composite Furnace Modules – Application in DC Furnaces for FeNi alloy production. *Proceedings of EMC*, 1-12.

93. Kennedy, M., MacRae, A., Jones, R. Et al. (2015). Some considerations for safer furnace cooling. *The Conference of Metallurgists Proc.* 15 p. Published by the Canadian Institute of Mining, Metallurgy and Petroleum www.metsoc.org ISBN: 978-1-926872-32-2.

94. Patent GB 2006410. F27D 1/12. An improved metallurgical vessel. L. Zangs. Demag Aktiengesellschaft (Germany). Priority data 1.10.1977. (www.espacenet.com).

95. Patent US4455017. F27D 15/02. Forced cooling panel for lining a metallurgical furnace. E.R. Wunsche. Empco Ltd, Oshawa (Canada). Priority data 19.06.1984. (www.espacenet.com).

96. Zampetti, J., Borlee, M., Vauters, L., Volponi, V., Picco, M., Hoffmann, J. (2006). New cooling panels reduction of heat losses in EAF steelmaking. *European Commission. Technical final report*. Contract No 7210-PR/268. 54p.
97. Verschure1, K., Kylo, A., Filzwieser, A. et al. (2006). Furnace cooling technology in pyrometallurgical processes. *Sohn International Symposium Advanced Proccession of Metals & Materials. TMS (The Minerals, Metals & Materials Society)*, 139-154.
98. Kruger, K., Ehrbar, A., Timm, K. (1998). Schlackenabdeckungen und thermische Verluste eines Drehstrofens. *Stahl und Eisen*, 9 (118), 63-67.
99. Electric Arc Furnaces Improving Performance Using High Emissivity Coatings. ANH Refractories Europe. Available at: <https://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=5662> (assessed 23.04.18).
100. Patent US 5772430. F27D 9/00. Cooling device with panels for electric arc furnaces. M. Pavlicevic, G. Gensini, A. Poloni, R. Sellan. Danieli & Co Off. Mec., Spa (Italy). Priority data 14.02.1996 ([www. espacenet.com](http://www.espacenet.com)).
101. Павличевич, М., Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Торшин, А.М. (1997). Разработка и моделирование конструкционных решений водоохлаждаемых элементов высокоомощных ДСП. *Труды 4-го Конгресса сталеплавильщиков*. Москва, 182-183.
102. Тимошенко, С.Н., Тищенко, П.И. (2009). Проблемы эксплуатации водоохлаждаемых элементов дуговых сталеплавильных печей высокой мощности. *Сборник трудов ДонНТУ. Серия Металлургия*, вып. 11, 58-65.
103. Хисматулин, Е.Р., Королев, Е.М., Лившиц, В.И. и др. (1990). *Сосуды и трубопроводы высокого давления. Справочник*. М.: Машиностроение. 384 с.
104. *Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод)*. (1973). Под ред. Н.В. Кузнецова. М.: Энергия. 296 с.
105. Кутателадзе, С.С., Боришанский, В.М. *Справочник по теплопередаче*. (1958). М.: Госэнергоиздат. 414 с.
106. Зигель, Р., Хауэлл, Дж. *Теплообмен излучением* (1975). М.: Мир. 934с.
107. Zuccato Energia Company Presentation. Available at: <http://www.zuccatoenergia.it/index.php/en> (assessed 11.04.18).

108. Hanel, M., Filzwieser, A., Filzwieser, I. et al.. ILTEC - Mettop's Revolutionary and safe cooling solution. 8p. Available at: http://www.metttop.com/api/cdn/uploads/1481092714_zi8v5bfy.pdf (assessed 24.04.18).
109. Hanel, M., Filzwieser, A., Filzwieser, I., Wallner, S., Ruhs, S. (2017). Bypassing problems related to water cooling a case study for applying ILTEC in a 100t EAF. European Steel Technology & Application Days ESTAD 2017. Available at: <http://bestevent.management/event/2/contribution/195.pdf> (assessed 27.06.18).
110. Киселев, А.Д., Тулуевский, Ю.Н., Зинуров И.Ю. (1986). *Повышение эффективности газоудаления дуговых сталеплавильных печей* М.: Металлургия. 112 с.
111. Guézennec, A., Huber, J., Patisson, F. et al. (2004). Dust Formation by Bubble-burst Phenomenon at the Surface of a Liquid Steel Bath. *ISIJ International*, vol. 44, 8, 1328-1333.
112. Повх, И.Л. (1976). *Техническая гидромеханика*. Ленинград: Машиностроение. 504 с.
113. Kickinger, R., Gittler, P., Javurek, M., Lehner, J. Ventilation and dedusting of melting shops. (1999). *Second International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries CSIRO*. Melbourne, Australia, 6-8 December, 129-134.
114. Ramajoa, D., Nigro, N. (2012). Simulation computacional de la mecanica de fluidos aplicada a problemas de la industria siderurgica. *Acociacion Argentina de Mecanica Computacional. Mecanica Computacional*, vol XXXI, 3677-3692.
115. Argenta, P., Bianchi Ferri, M. (2005). The EAF technology evolution and the Consteel® system. *La metallurgia Italiana*, 1, 41-47.
116. Adachi, T., Sellan, R. (2012). The jumbo size 420 t EAF at Tokyo Steel, Japan. *MPT International*, 2, 54-62.
117. Ferri, M., Giavani, C. (2009). World's largest Consteel® plant feeds the new thin slab mill at Arvedi, Italy. *MPT International*, 6, 26-28.
118. Nagai, T., Sato, Y., Kato, H., Fujimoto, M. and Sugasawa, T. (2015). The most advanced power saving technology in EAF. Introduction to EcoArc. Available at: <https://steelplantech.com/wp-content/uploads/2015/07/The-most-advanced-powersaving-technology-in-EAF-Introduction-to-ECOARC.pdf> (assessed 06.10.17).

119. Miani, S., Ehle, A., Gottardi, R., Partyka, A., Gemo, L. (2016). Single Bucket Telescopic furnace versus Continuous Optimised Single Shaft (COSS) furnace. *Millennium steel*, 83-8. Available at: http://millennium-steel.com/wp-content/uploads/2016/05/pp083-087_ms16.pdf (assessed 27.06.18).
120. Rummler, K., Tunaboylu, A., Ertas, D. (2011). Scrap preheating and continuous charging system for EAF meltshop. *MPT International*, 5, 32-36.
121. Abel, M., Hein, M., Huber, H.-J. (2015). EAF Quantum. The future approach to efficient scrap melting. *Steelworld*, 91-94. Available at: <http://steelworld.com/newsletter/2015/June15/Technology0615-2.pdf> (Assessed 08.04.2017).
122. Müller, A., Apfel, J., Beile, H. (2015). First results with the Quantum electric arc furnace at Tyasa in Mexico. *Chernye Metally (Ferrous Metals)*, 12.
123. Primetals Technologies to supply EAF Quantum to Acciaieria Arvedi. Press release. Available at: www.primetals.com/press/ (assessed 27.06.18).
124. Міністерство охорони навколишнього середовища України. Наказ № 309 від 27.06.06р. «Про затвердження норм допустимих викидів забруднюючих речовин із стаціонарних джерел».
125. Семенов, Н.Н. (1986). *Ценные реакции*. 2-е изд. М.: Наука. 535 с.
126. Предводителей, А.С., Хитрин, Л.Н., Цуханова, О.А. и др. (1949). *Горение углерода*. М.-Л.: Изд. АН СССР. 408с.
127. Шульц, Л.А. Кочнов, Ю.М., Кочнов, М.Ю. (2006). Современное состояние и развитие систем удаления, использования и очистки газов крупнотоннажных высокоомощных электродуговых печей. *Черные металлы*, 10, 18-29.
128. Кочнов, М.Ю., Шульц, Л.А., Кочнов, Ю.М. (2009). Повышение эффективности дожигания и охлаждения технологических газов крупнотоннажных дуговых сталеплавильных печей. *Известия вузов. Черная металлургия*, 11, 49-55.
129. Tang, X., Kirschen, M., Abel, M., Pfeifer, H. (2003). Modelling of EAF Off-Gas Post Combustion in Dedusting Systems using CFD Methods. *Steel research*, vol. 74, 4, 201-210.

130. Labiscsak, L., Straffelini, G., Corbetta, C., Bodino, M. (2011). Fluid dynamics of a post-combustion chamber in electric arc steelmaking plants. *Transactions on Modelling and Simulation*, WIT Press, vol. 51, 205-214.
131. Song, Z. (2013). *Modeling of Gas flows in Steelmaking Decarburization Processes*. Doctoral Thesis. Royal Institute of Technology, Stockholm, 78p. ISBN 978-91-7501-847
132. Lehner, J., Friedacher, A., Gould, L., Fingerhut, W. (2004). Low-Cost Solutions for the Removal of Dioxin from EAF Offgas. *La Metallurgia Italiana*, 4, 67– 70.
133. Райле, В.Т., Рощин, В.Е. (2010). Концепция комбинированного подогрева металлолома в шахтных дуговых сталеплавильных печах. *Электromеталлургия*, 6, 42-47.
134. Morfeldt, J., Nijs, W., Silveira, S. (2015). The impact of climate targets on future steel production – an analysis based on global energy system model. *Journal of Cleaner Production*, vol. 103, 469-482.
135. Gottardi, R., Miani, S., Partyka, A., Engin, B. (2008). UHCP-Elektrolichtbogenofen erreicht Produktionsrate von 320 t-h. *Stahl und Eisen*, vol. 128, 8, 19-24.
136. Optimizing DRI production using natural gas. Midrex Technologies, Inc. April 2018. Available at: https://www.midrex.com/assets/user/media/MIDREX_NG_Brochure_4-12-18.pdf (assessed 28.06.18).
137. Rue, D., Kozlov, A., Khinkis, M., Kurek, H. (2013). Thermochemical recuperator for glass melter. *74-th Glass Problems Conference* (October 15, 2013).
138. Frittella, P., Ventura, A., Galassi, S. (2015). Modeling Approach for the Analysis of Energy Recovery Benefits Applied Process in EAF for the Case of Elbe Stahlwerke Feralpi GmbH. *AISTech 2015 Proceedings*, 3544-3555.
139. Dorndorf, M., Liese, M., Granderath, R., Schrade, C. (2016). High efficient energy recovery solutions for melt shops. *La Metallurgia Italiana*, 2016, 9, 24-31.
140. Ростовский, В.И., Бондарь, А.С., Раджи, И.А., Кравченко, А.В. (2001). Комплексная утилизация заскладированных отходов черной металлургии. *Сборник научных статей ОЦНТЭИ*. Одесса, 300-304.

141. Patent US, № 5787108, MPC F27D17/00 Exhaust device for electric arc furnaces and relative method. M. Pavlicevic, P. Tishchenko, A. Poloni, A. Della Negra. Danieli & Co Off.Mec., Spa., Italy. Priority data 28.07.1998 (www. espacenet.com).

142. Патент UA на винахід 83990 F27D17/00, C22B9/21. Спосіб видалення пилогазової фази із плавильного агрегату і пристрій для його здійснення. Грушко І.А., Тищенко П.І., Тимошенко С.М., Тищенко А.П., Підберезкін Ж.П. та ін. Заявник: ТОВ. «Донецькенергоремонт», опубл. 10.09.2008, бюл. №17.

143. Блатц, Ю. (2005). Технологии повторного использования пыли из фильтров и других отходов металлургического производства. *Металлургическое производство и технология (русское издание MPT International)*, 2, 6-13.

144. Lemperle M. (2012). "OxyCup" Furnace operation at TISCO, China. *Proceedings AISTech 2012*, May 7-12. Atlanta, Georgia, USA. Available at: https://www.cappel-consult.com/fileadmin/user_upload/OxyCup_TISCO_Lemperle_2012v002.pdf (assessed 28.06.18).

145. Стовпченко, А.П., Пройдак, Ю.С., Камкина, Л.В. (2009). Современное состояние переработки пыли дуговой сталеплавильной печи. *Материалы VI Междунар. Конф. «Сотрудничество для решения проблемы отходов»*. Харьков: ЭкоИнформ, 61-63.

146. Троянский, А.А., Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Тищенко, А.П. (2002). Разработка основ непрерывного плавно-восстановительного процесса в дуговой печи. *Наукові праці ДонНТУ. Серія Металургія*. Донецьк: ДонНТУ, 76–81.

147. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Канфер, В.Д. (2000). Использование решетчатых водоохлаждаемых элементов свода дуговой печи для нагрева и восстановления исходных материалов отходящими газами. *Труды 6-го конгресса сталеплавыльщиков, г. Череповец 17-19 октября 2000г*, 288-291.

148. Tishchenko, P.I., Timoshenko, S.N., Kanfer, V.D. (2000). Utilization of electric arc furnace off-gases energy on basis of improvement in roof cooling system. *Metallurgicheskaya i Gornorudnaya Promyshlennost'*, 5, 92-94.

149. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н. (2013). Утилизация металлургических отходов плавно-восстановительным процессом в

электropечи с подовыми электродами. *Сб. трудов XXI Междунар. конф. «Инновационные пути решения актуальных проблем базовых отраслей, экологии, энерго- и ресурсосбережения»*, Харьков, том 3, 248-253.

150. Falkenreck, U., Weischedel, W. (2007). New scrap-based steelmaking process predominantly using primary energy. *MPT International*, 3, 52-55.

151. Toulouevski, Yu., Zinurov, I. (2017). *Fuel Arc Furnace for Effective Scrap Melting*. Springer International Publishing. 94p.

152. Sagermann, T (2019) Daye Special Steel to utilize pin-type bottom electrode from SMS Group in electric arc furnace. Available at: [www.sms-group.com /press-media/press-releases/press-detail/daye-special-steel1109/](http://www.sms-group.com/press-media/press-releases/press-detail/daye-special-steel1109/) (assessed 12.07.2019).

153. Лопухов, Г.А. (2004). Подовый электрод дуговой сталеплавильной печи постоянного тока конструкции фирмы «Danieli». *Электрометаллургия*, 6, 48-51.

154. SIMETAL EAF - solutions for electric arc furnaces. Available at: <http://www.congnghesx.com/upload/files/SIMETAL-EAF-en.pdf> (assessed 01.08.17).

155. Бояревич, В.В., Фрейберг, Я.Ж., Шилова, Е.И., Щербинин, Э.В. (1985). *Электровихревые течения*. Рига: Зинатне. 315с.

156. Ramirez, M. (2001). Modeling of a DC Electric Arc Furnace—Mixing in the Bath. *ISIJ International*, vol. 41, 10, 1146-1155.

157. Ячиков, И.М., Портнова, И.В. (2015). Характер электровихревого течения металла в ванне дуговой печи постоянного тока. *Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований*, 6, 422-426.

158. Казак, О.В., Семко, А.Н. (2013). *Электровихревые течения в дуговых печах постоянного тока*. Донецк: Ноулидж. 134с.

159. Kazak, O. (2013). Modeling of vortex flows in direct current electric arc furnace with different bottom electrode positions. *Metallurgical and Materials Transactions*, vol. 44B, 5, 1243-1250.

160. Liu, X., Zhou, J., Shi, H. et al. (2008). Melting mechanism of Water-cooled billet-type bottom electrode of direct current arc furnace: a numerical approach. *Metallurgical and materials transactions*, vol. 39B, 10, 713-724.

161. Patent US 5651024. H05B 7/06. Cooled bottom electrode for direct current electric furnace. G. Gensini, M. Pavlicevic. Danieli & Co Off. Mec. Spa (Italy). Priority data 05.11.1994. ([www. espacenet.com](http://www.espacenet.com)).

162. Patent US 5529598. B23K 35/00. Bottom anode for a metallurgical vessel. H.Berger, P.Mittag, J.Steins. Voest-Alpine Industrieanlagenbau (Austria). Priority data 03.02.1994. (www. espacenet.com).

163. Зайцев, В.А., Медовар, Л.Б., Тищенко, П.И., Федоровский, Б.Б., Журавель, В.М. (2011). Применение ЭШП по двухконтурной схеме для получения сталемедных заготовок анодов дуговых печей постоянного тока. *Современная электрометаллургия*, 2.

164. Зайцев, В.А., Медовар, Л. Б. (2009). Подовые электроды дуговых печей постоянного тока. *Современная электрометаллургия*, 2, 3-8.

165. Соловьев, Г.И., Давыдов, А.К., Марфицын, В.В. (2003). Изготовление заготовок подовых электродов электрошлаковым способом. *Заготовительные производства в машиностроении*, 6, 12-13.

166. Патент РФ 2285356. H05B7/06. Подовый электрод электропечи. Малиновский В.С., Сорокин В.А. Приоритет 21.06.2004. (www. espacenet.com).

167. *Диаграммы состояния двойных металлических систем: Справочник под общ. ред. Н.П. Лякишева в 3-х т.Т.2.* (1997). М.: Машиностроение. 1024 с.

168. Лычко, И.И. (1969). *Электрошлаковая наплавка меди и ее сплавов на сталь.* УкрНИИТИ, Киев.

169. Buryak, V., Dubodelov, V., Kolesnichenko, A., Kolesnichenko, A. (2003). Magnetodynamic Pump for Liquid Steel. *Proceedings of Electromagnetic Processing of materials Int. Conf.*

170. Biswas, S., Peaslee, K., Lekakh, S. (2012). Melting Energy Efficiency in Steel Foundries. *AFS Transactions 2012* © American Foundry Society, Schaumburg, Il. USA, 449-456. Available at: <http://www.afsinc.org/files/12-040.pdf> (assessed 07.03.2018).

171. Mironov, Yu.M., Petrov, V.G. (2010). Thermal losses and power efficiency of arc steelmaking furnaces. *Metally (Russian Metallurgy)*, 12, 1141-1144.

172. Дорошенко, А.В., Дядьков, Б.П., Тимошенко, С.Н., Тищенко, П.И. (2017). Комбинированный водоохлаждаемый свод дуговых электропечей малой вместимости. *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 5, 91-95.
173. Сапиро, В.С., Тимошенко, С.Н., Чернышев, А.Б. (1981). Об уровне и характере облученности футеровки высокоомощной 100-т дуговой сталеплавильной печи. *Известия ВУЗов. Сер. Черная металлургия*, 3, 63-66.
174. Sapiro V.S., Timoshenko, S.N., Chernishev, A.B. (1981). Level and character of exposure of lining of high-power 100-t arc steelmaking furnace. *Steel in USSR*, vol. 11, 3, 149-150.
175. Timoshenko, S.N. (2016). Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace. *Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць*, 3(104). Дніпро: НМетАУ, ІВК Системні технології, 33-39.
176. Макаров, А.Н. (2012). *Законы теплообмена электрической дуги и факела в металлургических печах и энергетических установках.* / Тверь: ТвГТУ, 164с.
177. Волос, Д.И. (2005). *Исследование теплообмена в свободном пространстве дуговой сталеплавильной печи и разработка методики расчета ее водоохлаждаемых элементов.* Дис. к.т.н., г. Череповец .140с.
178. Гладких, В.А., Гасик, М.И. Овчарук, А.Н. Пройдак, Ю.С. (2009). *Проектирование и оборудование электросталеплавильных и ферросплавных цехов.* Днепропетровск: Системные технологии. 736 с.
179. Патент UA на корисну модель 114437 МПК F27B 3/06. Дугова сталеплавильна піч. Тимошенко С.М. Опубл. 10.03. 2017, Бюл. №5.
180. Баптизманский, В.И., Меджибожский, М.Я., Охотский, В.Б. (1984). *Конвертерные процессы производства стали.* Киев-Донецк: Вища школа. 343 с.
181. Тимошенко, С.Н., Стовпченко, А.П., Костецкий, Ю.В., Губинский, М.В. (2019). Пути повышения энергоэффективности дуговых сталеплавильных печей. *Современная электрометаллургия*, 1, 46–56.

182. Timoshenko, S.N., Prikhod'ko, V.V., Kozakevich, V.P., Yarulin, V.N. (1993). Ladle degassing of 80 NKhS alloy with gas-forming agent. *Chernaya Metall. Byulleten Nauchno-Tekh. Inform.*, 7, 31-32.
183. Yang, L., Jiang, T., Li, G. et al. (2017). Research on the Molten Bath of EBT Area with Bottom-Blowing in EAF Steelmaking Process. Preprint. 13p., doi:10.20944/preprints201704.0077.v1. Available at: <https://pdfs.semanticscholar.org/6213/74b70d000b1b314a4f388e0c301710877eda.pdf> (assessed 24.10.18).
184. Zhang, C. (2009). *Liquid Metal Flows Driven by Gas Bubbles in a Static Magnetic Field*. Dr.-Ing. Dissertation. Technischen Universitat Dresden. 130 p.
185. Mendelson, H. (1967). The prediction of bubble terminal velocity from wave theory. *AIChE Journal*, 13, 250-253.
186. Krishnamurthy, G., Mehrotra, S., Ghosh, A. (1988). Experimental investigation of mixing phenomena in a gas stirred liquid bath. *Metallurgical Transactions*, vol. 19B, 839-850.
187. Kirshnamurthy, G., Ghosh, A., Mehrotra, S. (1988). Characterization of two phase plume in a gas stirred liquid bath - a water model study. *Metallurgical Transactions*, vol 19B, 885-892.
188. Kirshnamurthy, G., Ghosh, A., Mehrotra, S.. (1989). Mathematical modelling of mixing phenomena in gas stirred liquid bath. *Metallurgical Transactions*, vol 20B, 53-59.
189. Костаян, А.Е., Дильман, В.В., Костаян, А.А., Васин, А.А. (1980). Рассеяние вещества в циркуляционном контуре. *Теоретические основы химической технологии*, том 14, 6, 871-876.
190. Явойский, В.И. (1967). *Теория процессов производства стали*. М.: Металлургия. 792 с.
191. Neifer, M., Rodi, S., Sucker, D. (1993). Investigations on the fluiddynamic and thermal process control in ladles. *Steel Research*, vol. 64, 54-62.
192. Asai, S., Okamoto, T., He, J., Muchi, I. (1983). Mixing time of refining vessels stirred by gas injection. *ISIJ International*, vol. 23, 1, 43-50.
193. Тимошенко, С.Н., Губинский, М.В. (2016). Повышение энергоэффективности электросталеплавильного процесса с непрерывным

плавлением шихты в жидкой ванне. *Наукові праці НМетАУ. Серія «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика»*. Дніпро: Нова Ідеологія, 174-183.

194. Жучков, В.И., Носков, А.С. Завьялов, А.Л. (1990). *Растворение ферросплавов в жидком металле*. Свердловск: УрО АН СССР. 135 с.

195. Gonsalez, O., Ramirez-Argaez, M., Conejo, A.(2010). Mathematical Modeling of the Melting Rate of Metallic Particles in the Electric Arc Furnace. *ISIJ International*, vol. 50, 1, 9-16.

196. Черменев, Е.А., Меркер, Э.Э., Степанов, В.А. (2014). Разработка математической модели нагрева и плавления железорудных окатышей в дуговой печи. *Изв.ВУЗов: Черная металлургия*, 1, 65-69.

197. Сериков, В.А., Бикеев М.В., Чередниченко, М.В., Чередниченко, В.С. (2015). Угар металла и нагрев шихты в расплаве в дуговых электропечах. *Электрометаллургия*, 9, 2-8.

198. Румянцев, В.Д., Ольшанский, В.М. (2002). *Теплотехника: Учебное пособие. Под ред. В.И. Губинского*. Днепропетровск: Пороги. 325 с.

199. Кудрин, В.А. (2003). *Теория и технология производства стали: Учебник для вузов*. М.: «Мир», ООО «Издательство АСТ». 528 с.

200. Тимошенко, С.Н. (2017). Интенсификация процессов массообмена в дуговой сталеплавильной печи с глубокой ванной. *Международ. научно-техн. конф. «Университетская наука 2017»*, тезисы докладов. Мариуполь: ПГТУ, том 1, 147-148.

201. Papamantellos, D. Lange, K., Okohira, K., Schenk, H. (1971). A Mathematical approach for the mass transfer between liquid steel and an ascending bubble. *Metallurgical Transactions*, vol.2, 11, 3135-3144.

202. Юдашкин, М.Я. (1983). *Пылеулавливание и очистка газов в черной металлургии*. М.: Металлургия. 320 с.

203. Страшнов, М.М., Кац, Я.Л. (2006). Методика расчета оптимальных технологических параметров работы ДСП-60 для снижения расхода электроэнергии и увеличения выхода годного. *Черная металлургия*, 1. Москва: ОАО "Черметинформация", 40-44.

204. Шишимиров, М.В., Сосонкин О.М. (2003). Анализ факторов, влияющих на величину угара металла в дуговой сталеплавильной печи. *Труды VII конгресса сталеплавильщиков*, г. Магнитогорск, 15-17.10.2002, 326-329.
205. Kuhn, R., Geck, H., Schwerdtfeger, K. (2005). Continuous off-gas measurement and energy balance in electric arc steelmaking. *ISIJ International*, vol. 25, 11, 1587-1596.
206. Тимошенко, Н.С., Семко, А.Н., Тимошенко, С.Н. // Моделирование энергоэффективных решений системы газоудаления дуговой сталеплавильной печи. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 84-95.
207. Талиев, В.Н. (1979). *Аэродинамика вентиляции: Учеб. пособие для вузов* М.: Стройиздат. 295 с.
208. Мاستрюков, Б.С. (1996). *Теплофизика металлургических процессов* М.: МИСИС. 268 с.
209. Богданди, А., Энгель, Г. (1971). Восстановление железных руд. М: Металлургия. 519 с.
210. Дюдкин, Д.А., Кисиленко, В.В. (2008). *Производство стали. Том 1. Процессы выплавки, внепечной обработки и непрерывной разливки*. М.: Теплотехник. 528 с.
211. Казанцев, Е.И. (1975). *Промышленные печи*. М.: Металлургия. 364 с.
212. Timoshenko, S.N. (2012). Improving of bath geometry – the way to increase of the EAF thermal efficiency. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 36-43.
213. Денисов, М.А. (2014). *Компьютерное проектирование. ANSYS*. Екатеринбург : Изд-во Уральского унив. 77 с.
214. Охотский, В.Б. (1993). Барботажа сталеплавильной ванны. Процессы переноса. *Изв. вузов. Черная металлургия*, 3, 5-8.
215. Охотский В.Б. (1993). Барботажа сталеплавильной ванны. Расчеты размеров пузырей и некоторых параметров зоны барботажа при вдувании газа в металл. *Изв. вузов. Черная металлургия*, 2, 14-16.

216. Liu, Zh., Kobayashi, Y., Kuwabara, M., Kotobu, N. (2007). Interaction between Phosphorus Micro-Segregation and Sulfide Precipitation in Rapidly Solidified Steel—Utilization of Impurity Elements in Scrap Steel. *Materials Transactions*, vol. 48, 12, 3079-3087.
217. Медовар, Б. И., Шевцов, В.Л., Маринский, Г. С. (1978). *Тепловые процессы при электрошлаковом переплаве*. Киев: Наукова думка. 304 с.
218. Temos, J., Pratt, H., Stewens, G. (1996). Mass transfer to freely moving drops. *Chemical Engineering Science*, vol. 51, 1, 27-36.
219. Kekkonen, M., Oghbasilasie, H., Louhenkilpi, S. (2012). Viscosity models for molten slags. *Aalto University publication series Science+Technology*. Unigrafia Oy Helsinki. 36p. ISBN 978-952-60-4603-7.
220. Григорян, В.А., Белянчиков, Л.Н., Стомахин, А.Я. (1987). *Теоретические основы электросталеплавильных процессов*. М.: Металлургия. 272 с.
221. Патент UA на корисну модель 114437 МПК F27B 3/06. Дугова сталеплавильна піч. Тимошенко С.М. Опубл. 10.03. 2017, Бюл. №5.
222. McGee, P., Irons, G. (2002). The penetration of oxygen lance jets in foaming slags. *Iron and Steelmaker*, vol. 29, 1, 59-68.
223. Alam, M., Irons, G., Brooks, G., Fontana, A., Naser, J. (2011). Inclined Jetting and Splashing in Electric Arc Furnace Steelmaking. *ISIJ International*, vol. 51, 9, 1439-1447.
224. Memoli, F., Mapelli, C., Ravanelli, P., Corbella, M. (2004). Simulation of Oxygen Penetration and Decarburisation in EAF Using Supersonic Injection System. *ISIJ International*, vol. 44, 8, 1342-1349.
225. He, C., Zhu, R., Dong, K, Qiu, Y., Sun, K., Jiang, G. (2011). Three-phase numerical simulation of oxygen penetration and decarburisation in EAF using injection system. *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 38, 4, 291-296.
226. Zhu, T, Coley, K, Irons, G. (2012). Progress in Slag Foaming in Metallurgical Processes. *Metallurgical and Materials Transactions*, vol. 43B, 4, 751-757.

227. Кожухов, А.А. (2016). *Развитие научных основ вспенивания сталеплавильных шлаков с целью повышения энерготехнологических показателей дуговых сталеплавильных печей*. Автореферат дис. д.т.н. Москва: МИСиС. 43 с.

228. Aminorroaya, S., Edris, H. (2002). The effect of foamy slag in electric arc furnaces on electric energy consumption. *7th European Electric Steelmaking Conference, (Venice, 26–29 May 2002)*, vol. 2, 447-456.

229. Tischenko, P., Timoshenko, S. Tischenko, A. (2000). A new generation of the EAF panels with renewable slag: lowering of heat loss, combining of duties for energy saving. *Proceedings of “Metal-2000” International Conf. Ostrawa, Czech Republic, 2000*. Available at: <http://konference.tanger.cz/data/metal2000/sbornik/papers/102.pdf> (assessed 12.09.16).

230. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Зуйкова, З.Г. (2000). Математическая модель расчета водоохлаждаемых элементов дуговых печей на основе минимизации потерь энергии. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонДТУ, вип. 18, 31-36.

231. ELCUT . Моделирование электромагнитных, тепловых и упругих полей методом конечных элементов. Версия 6.3. Руководство пользователя. ООО «Тор», С.-Петербург. Available at: <https://elcut.ru/demo/manual.pdf> (assessed 01.09.17).

232. **Тимошенко, С.Н.**, Филиппи, А.А., Онищенко, С.П., Тищенко, П.И. (2017). Энергоэффективные решения при модернизации дуговых печей постоянного тока литейного класса. *Металл и литье Украины*, 8-10, 48-55.

233. Тимошенко, С.Н., Дорошенко, А.В., Дядьков, Б.П., Тищенко, П.И., Онищенко С.П. (2018). Энергоэффективные решения при модернизации малотоннажных дуговых сталеплавильных печей литейного класса. *Металл и литье Украины*, 3-4, 34-40.

234. Timoshenko, S.N. (2018). Energy efficient solutions for small capacity electric arc furnaces of a foundry class. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті*. Дніпро: НМетАУ-ІВК Системні технології, 21, 73-80.

235. **Timoshenko, S.**, Gybinskyi, M., Yaroshenko, Yu., Vvedenska, T. (2018). Increasing Energy Efficiency of Electric Arc Foundry Furnaces. *VII All- Russian*

Conference “Heat Engineering and Computer Science in Education, Science and Production” TIM’2018. KnE Engineering, 35–49. DOI 10.18502/keg.v3i5.2653.

236. Тимошенко, С.Н., Ярошенко, Ю.Г., Губинский, М.В. (2018). Энергоэффективные направления модернизации электродуговых печей литейного класса/ VII Всероссийская научно-практическая конференция «Теплотехника и информатика в образовании, науке и производстве» (ТИМ’2018). Уральский федеральный университет, Екатеринбург. Available at: <http://hdl.handle.net/10995/61575>, ISBN 978-5-9908685-4-1.

237. Гофман, Ю.М. (1990). *Оценка работоспособности металла оборудования ТЭС*. М.: Энергоатомиздат. 136 с.

238. Тимошенко, С.Н., Тищенко, П.И., Колесников, М.В., Зуйкова, З.Г. (2015). Инженерная методика расчета водоохлаждаемых панелей электросталеплавильных агрегатов. *Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика. Збірник наукових праць*. Дніпропетровськ: Нова ідеологія, вип.7, 125-134.

239. *Служебные свойства котельных материалов. Руководящие указания. Выпуск 43*. НПО энергетического оборудования им.И.И. Ползунова (НПО ЦКТИ), Ленинград, 1981.

240. Coffin, L. F. (1954). A study of the effect of cyclic thermal stresses on a ductile metals. *Trans. ASME*, vol. 76, 931-950.

241. Official site “Tekno BTM SRL”, 25020 Capriano del Colle (Brescia, Italy)/ Available at: <http://www.teknobtm.it/> (accessed 05 March 2017).

242. Official site “ERDE Makina Imalat A.c.”, Gebze (Turkey)/Available at: <http://www.erdemakina.com.tr/> (accessed 05 March 2017).

243. Тимошенко, С.Н., Малич, В.Г., Великий, А.В. (2017). Исследование эксплуатационных характеристик эркерной панели дуговой сталеплавильной печи. *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 4, 79-84.

244. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Дунь, Н.Б., Гасенко, А.А. (2007). Особенности теплообмена в водоохлаждаемых газоходах дуговых сталеплавильных

печей высокой мощности. *Материалы 13-й Междунар. конф. «Современные проблемы электрометаллургии»*. Челябинск: ЮУрГУ, ч. 2, 163-167.

245. Хушер, О. (1997). Водоохлаждаемые ванны современных дуговых печей. *МРТ*, 6-14.

246. Семко, А.Н., Тимошенко, Н.С., Тимошенко, С.Н. (2015). *Повышение эффективности аспирации пылегазовых выбросов дуговых сталеплавильных печей*. Донецк: ДонНУ. 124 с.

247. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Тищенко, А.П. (2002). Путь к решению проблем экологии сталеплавильного агрегата- использование системы распределенного газоотсоса. *Пути решения экологических проблем горно-металлургической отрасли стран СНГ. Материалы научно-практической конференции*. Мариуполь: Стратегия, 334-339.

248. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Дунь, Н.Б. (2006). Повышение эффективности первичного газоудаления при модернизации дуговых сталеплавильных печей. *Черная металлургия*. Москва: ОАО «Черметинформация», 2, 64-66.

249. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Дунь, Н.Б. (2006). Повышение эффективности газоудаления из дуговых сталеплавильных печей. *Материалы VII международной научно - технической конференции «Тепло- и массообменные процессы в металлургических системах»*. Мариуполь: ПГТУ, 334-339.

250. Timoshenko, N.S., Semko, A.N., Timoshenko, S.N. (2012). Simulation of EAF off-gas removal system in order to increase its thermal efficiency. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 43-53.

251. Тимошенко, С.Н., Тищенко, П.И., Тимошенко, Н.С., Семко, А.Н. (2013). Моделирование системы аспирации электродуговой печи с целью повышения энергоэффективности и экологической безопасности. *Экология и промышленность*. Харьков: «УкрНТИЦ «Энергосталь», 2, 66-69.

252. Timoshenko, N., Semko, A., Timoshenko S. (2014). Modelling of electric arc furnace off-gas removal system. *Ironmaking and Steelmaking*, vol. 41, 4, 257-261.

253. Патент UA на корисну модель 89362 МПК F27D 17/00. Система аспірації пилогазових викидів електродугової печі. Тимошенко С.М., Тищенко П.І., Тимошенко Н.С., Семко А.Н.. Опубл. 25.04.2014, Бюл. №8.

254. Патент UA на корисну модель 113510 МПК F27D 17/00. Система аспірації пилогазових викидів дугової печі. Тимошенко С.М. Опубл. 25.01.2017, Бюл. №2.

255. Timoshenko, S.N. (2017). Analysis of energy efficient solutions of a small capacity electric arc furnace and their synthesis in a new generation 15-ton unit. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті*. Дніпро: НМетАУ-ІВК Системні технології, 20, 78-87.

256. Алямовский, А.А., Собачкин, А.А., Одинцов, Е.В. и др. (2008). *SolidWorks. Компьютерное моделирование в инженерной практике*. СПб.: БНХ-Петербург. 1040 с.

257. Шлихтинг, Г. (1974). *Теория пограничного слоя*. Перев. с немецкого. М.: «Наука». 711 с.

258. Тимошенко, С.Н., Тищенко, П.И., Тимошенко, Н.С., Спирин, В.А. (2013). Повышение энергоэффективности электростале-плавильного процесса с непрерывной загрузкой шихты в жидкую ванну *Материалы 15-й Междунар. конф. «Современные проблемы электрометаллургии»*. Челябинск: ЮУрГУ, ч. 1, 145-149.

259. Тимошенко, С.Н., Колесников, М.В., Тимошенко, Н.С. (2015). Повышение эффективности газоудаления установки ковш-печь. *Металл и литье Украины*, 12, 23-26.

260. Тимошенко, Н.С., Семко, А.Н., Тимошенко, С.Н. (2012). Снижение выбросов углекислого газа из дуговой сталеплавильной печи на основе совершенствования системы газоудаления. Сборник научных трудов Международного научно-практического симпозиума «Низко-углеродные открытые инновации для регионов Украины». LCOI-Reviews. Донецк: Юго-Восток, т. 2, 79-83.

261. Chan, E., Riley, M., Thomson, M., Evenson, E. (2004). Nitrogen Oxides Formation and Control in an Electric Arc Furnace (EAF): Analysis with Measurements and Computational Fluid Dynamics Modeling. *ISIJ International*, vol.44, 2, 429-438.

262. Линчевский, Б.В., Соболевский, А.Л., Кельнемев, А.А. (1999). *Металлургия черных металлов*. М.: Metallurgy. 336 с.
263. Губинський, М.В., Тимошенко, С.М., Шрайбер, О.А., Антонєць, І.В. (2017). Підвищення енергоефективності електросталеплавильних процесів шляхом конверсії природного газу з відпрацьованими газами дугової печі. *Проблеми загальної енергетики. Науковий збірник*, т. 48, 1, 60-66.
264. Шрайбер, О. А. (2013). Використання теплових вторинних енергоресурсів методом термохімічної регенерації. Розрахунок конверсії палива. *Проблеми загальної енергетики. Науковий збірник*, т. 44, 2, 39-42.
265. Патент UA на корисну модель 120432 МПК F27D 13/00. Спосіб попереднього нагрівання скрапу в електродуговій печі з безперервним завантаженням шихти в рідку ванну. Тимошенко С.М., Губинський М.В., Шрайбер О.А. Опубл. 25.10. 2017, Бюл. №20.
266. Патент UA на винахід 97745, МПК C22B4/00. Спосіб виплавки металів та агрегат для виплавки металів. Тищенко П.І., Павлічевіч М., Тищенко А.П., Тимошенко С.М. та ін. Опубл. 12.03.2012, Бюл. №5.
267. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Шевченко, В.П., Зуйкова, З.Г. (1999). Математическое моделирование тепловой работы устройства выпуска стали с медным охлаждаемым шибберным затвором. *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 53-57.
268. Properties and characteristics of graphite (2015). © Poco Graphite Inc. 42p. Available at: <https://www.entegris.com/content/dam/web/resources/manuals-and-guides/manual-properties-and-characteristics-of-graphite-109441.pdf> (assessed 01.08. 2017).
269. Panoiu, M., Panoiu, C., Sora, I. (2007). Modeling of three phase electric arc furnace. *Acta Electrotehnica*, vol. 48, 2, 124-132.
270. Jones, R., Reynolds, Q., Curr, T., Sager, D. (2011). Some myths about DC arc furnaces. *Journal of Southern African Institute of Mining and Metallurgy*. Johannesburg, 15-31. Available at: <http://www.mintek.co.za/Pyromet/Files/2011Jones1.pdf> (assessed 03. 08. 2017).
271. Sorek, A., Popielska-Ostrowska, P., Niesler, M. (2012). Research of

electrical conductivity of synthetic powders. *Archives of Materials Science and Engineering*, vol. 57, 2, 53-56.

272. Van Zytveld, J. (1980). Electrical resistivity of liquid transition metals. *Jornal de physique*, vol. 41, 8, 503-506.

273. Шишков, М.М. (2002). *Марочник сталей и сплавов. Справочник*. Донецк: Юго-Восток. 456 с.

274. Тимошенко, С.Н. (2017). Моделирование геометрии сталеплавильной ванны и подового электрода дуговой печи постоянного тока с целью повышения ее энергоэффективности. *Вісник НТУ «ХП»*. Серія: Математичне моделювання в техніці і технологіях. Харків: НТУ «ХП», 30, 116–124. ISSN 2222-0631.

275. Патент UA на корисну модель 124333 МПК F27B 3/00, F27B3/10. Дугова сталеплавильна піч постійного струму. Тимошенко С.М. Опубл. 10.04.2018, Бюл. №7.

276. Левин, А.М. (1986). *Конструкционные материалы и герметики в машиностроении*. М.: Машиностроение, 60 с.

277. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Пасечник, С.Ю. и др. (2010). Подовый электрод с жидкометаллическим теплоносителем для дуговой печи постоянного тока *Наукові праці ДонНТУ. Серія «Металургія»*. Донецьк: ДонНТУ, 164-170.

278. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Дунь, Н.Б. и др. (2009). Опыт применения двухрядных стеновых водоохлаждаемых панелей в ДСП высокой мощности. *Черная металлургия*. Москва: ОАО «Черметинформация», 11, 56-58.

279. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Дунь, Н.Б., Палиенко, Г.В., Дорошенко, А.В. (2007). Комбинированный свод дуговых сталеплавильных печей литейного цеха. *Материалы 13-й Междунар. конф. «Современные проблемы электрометаллургии»*. Челябинск: ЮУрГУ, ч. 2, 161-163.

280. Патент UA на корисну модель 115178 МПК F27B 3/24. Несуча панель засобів інтенсифікації плавки дугової сталеплавильної печі. Тимошенко С.М. Опубл. 10.04.2017, Бюл. №7.

281. Тищенко, П.И., Тимошенко, С.Н., Николайчик, В.А. (2003). Внедрение водоохлаждаемых элементов корпуса, свода и системы газоотсоса на ДСП-50 ОАО «Ижорские заводы». *Электromеталлургия*, 1, 20-21.

282. Тищенко, П.И., Нихамин, С.М., Тимошенко, С.Н., Дунь, Н.Б. (2007). Водоохлаждаемый свод и стеновые панели дуговых сталеплавильных печей малой металлургии. Современные проблемы электromеталлургии стали. *Материалы 13-й Междунар. конф. «Современные проблемы электromеталлургии»*. Челябинск: ЮУрГУ, ч. 2, 159-161.

283. Нехамин, С.М., Крутянский, М.М., Стомахин, А.Я., Тимошенко, С.Н., Черняк, А.И. (2007). Пути улучшения показателей выплавки стали в малотоннажных дуговых печах. *Электromеталлургия*, 7, 2-7.

284. Патент UA на корисну модель 115191 МПК F27B 3/24. Водоохолоджувана панель дугової сталеплавильної печі. Тимошенко С.М. Опубл. 10.04.2017, Бюл. №7.

285. Тищенко П.И., Тимошенко С.Н., Онищенко С.П. (2012). *Подовые электроды ДСППТ. Обзор основных технических решений*. Available at: <http://uas.su/articles/steelmaking/2012/00001.php> (assessed 27.11.2016).

286. Тищенко, П.И., Тищенко, А.П., Тимошенко, С.Н., Фридман, М.А. (2012). Подовый электрод дуговой печи постоянного тока. *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 7, 282-284.

287. Патент UA на корисну модель 114435 МПК F27B 3/10, H05B 7/00. Подовий електрод дугової сталеплавильної печі постійного струму. Тимошенко С.М. Опубл. 10.03. 2017, Бюл. №5.

288. Василевский, М.В. (2008). *Обеспыливание газов инерционными аппаратами: монография*. Томск: Изд-во Томского политехнического университета. □258 с.

289. Cuoci, A., Frassoldati, A., Buzzi Ferraris, G., Faravelli, T., Ranzi, E. (2007). The ignition, combustion and flame structure of carbon monoxide/hydrogen mixtures, Note2: Fluid dynamics and kinetic aspects of syngas combustion. *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 32, 3486-3500.

290. Medved, J., Mrvar, P., Gontarev, V., Kavicka, F., Zdovc, M. (2002). Electrical conductivity of molten slags measured by the new method. *Papers of Intern. Conf. "Metal-2002"*, Hradec nad Moravici, Czech Republic. Available at: www.researchgate.net/publication/268402155 (assessed 06.03.2019).

291. Mills, K. (2011). *The estimation of slag properties*. Dept. Of Materials, Imperial College, London. 56p. Available at: <https://www.pyro.co.za/KenMills/KenMills.pdf> (assessed 06.03.2019).

292. Seetharaman, S., Mukai, K., Sichen, Du. (2004). Viscosities of slags – an overview. *VII International Conference on Molten Slags Fluxes and Salts*, The South African Institute of Mining and Metallurgy, 31-42.

ДОДАТКИ

Додаток 1



АКТ

про впровадження результатів дисертаційної роботи Тімошенко Сергія Миколайовича
на здобуття наукового ступеню доктора технічних наук

Комісія у складі:

голова комісії Тіщенко П.І., к.т.н., головний спеціаліст,
члени комісії Дунь М.Б., головний інженер; Огульчанський С.В., інженер-конструктор
склали цей акт про те, що основні наукові результати дисертаційної роботи Тімошенко
С.М. на здобуття наукового ступеню доктора технічних наук були використані в
виробничій діяльності ПП «Фірма РОУД». Наступні положення дисертаційної роботи
застосовані в базових технічних рішеннях та робочих проектах при виконанні контрактів з
металургійними підприємствами, які використовують дугові сталеплавильні печі (ДСП) та
пристрої ківш-піч (ПКП).

1. Розробка енергозберігаючих водоохолоджуваних елементів та системи аспірації ДСП для компанії «Danieli & Co Off. Mec.» (м. Буттріо, Італія). Математична модель та інженерна методика розрахунку водоохолоджуваних елементів електросталеплавильних агрегатів; інженерна методика розрахунку системи розподіленої аспірації пилогазового середовища (1997-1999 р.).
2. Розробка змінного водоохолоджуваного обладнання ДСП місткістю 120 т ЗАТ ММЗ «ISTIL - Україна» (стінові панелі, зводові панелі, газоходи). Математична модель та інженерна методика розрахунку водоохолоджуваних елементів електросталеплавильних агрегатів (2001-2008 р.).
3. Розробка заходів щодо підвищення стійкості водоохолоджуваної кришки ПКП місткістю 160 т ПАО "Донецьксталь - металургійний завод" (м. Донецьк, Україна). Математична модель та інженерна методика розрахунку водоохолоджуваних елементів електросталеплавильних агрегатів (2003 р.).
4. Розробка енергозберігаючих водоохолоджуваних елементів ДСП місткістю 12 т LLC «ASCE-Group» (м. Чаренцаван, Армения). Математична модель та інженерна методика розрахунку водоохолоджуваних елементів електросталеплавильних агрегатів (2004 р.).
5. Розробка енергозберігаючих водоохолоджуваних елементів та системи аспірації ДСП місткістю 125 т ЗАО «Волгоградский металлургический комбинат «Красный Октябрь» (м. Волгоград, Росія). Математична модель та інженерна методика розрахунку водоохолоджуваних елементів електросталеплавильних агрегатів; інженерна методика розрахунку системи розподіленої аспірації пилогазового середовища (2005-2006 р.).
6. Розробка комбінованого зводу з використанням енергозберігаючих водоохолоджуваних елементів ДСП малої місткості ПАО «Сумське науково-виробниче об'єднання ім. М.В. Фрунзе» (м. Суми, Україна). Математична модель та інженерна методика розрахунку водоохолоджуваних елементів електросталеплавильних агрегатів (2006 р.).
7. Розробка базового інжинірингу технології відновлення залізовмісних відходів ПАО "Донецьксталь - металургійний завод" (м. Донецьк, Україна) та ПАО

- «Енергомашспецсталь» (м. Краматорськ, Україна). Математична модель та методика розрахунку процесу вуглецево-термічного відновлення техногенних залізовмісних відходів (2007-2009 р.).
8. Розробка енергозберігаючих водоохолоджуваних елементів та системи аспірації ДСП місткістю 15 т LLC «Rustavi Steel» (м. Руставі, Грузія). Математична модель та інженерна методика розрахунку водоохолоджуваних елементів електросталеплавильних агрегатів; інженерна методика розрахунку системи розподіленої аспірації пилогазового середовища (2012-2013 р.).
 9. Розробка основних технічних рішень стосовно геометричних параметрів робочого простору і сталеплавильної ванни, а також системи аспірації ДСП місткістю 15 т ПАО «Новокраматорський машинобудівний завод - НКМЗ» (м. Краматорськ, Україна). Обґрунтування доцільності «глибокої ванни» ДСП; інженерна методика розрахунку системи розподіленої аспірації пилогазового середовища (2013-2015 р.).
 10. Розробка базового інжинірингу системи підігріву металобрухту ДСП місткістю 50 т ООО «Електросталь» (м. Курахово, Україна). Математична модель нагріву шару скрапу в потоці газів, що відходять з ДСП (2013-2014 р.).
 11. Розробка заходів щодо підвищення стійкості водоохолоджуваних елементів та вдосконалення системи аспірації ПКП місткістю 350 т ПАО "Алчевський металургійний комбінат" (м. Алчевськ, Україна). Математична модель та інженерна методика розрахунку водоохолоджуваних елементів електросталеплавильних агрегатів; інженерна методика розрахунку системи розподіленої аспірації пилогазового середовища (2014 р.).

Голова комісії



Тіщенко П.І.

Члени комісії



Дунь М.Б.



Огульчанський С.В.

ПУБЛІЧНЕ АКЦІОНЕРНЕ ТОВАРИСТВО
НОВОКРАМАТОРСЬКИЙ
МАШИНОБУДІВНИЙ
ЗАВОД
ПАТ «НКМЗ»



ПУБЛИЧНОЕ АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО
НОВОКРАМАТОРСКИЙ
МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫЙ
ЗАВОД
ПАО «НКМЗ»

вул. Орджонікідзе 5, м. Краматорськ, Донецька область, 84305, Україна, тел. +38 (03264) 7-88-00,
факс +38 (03264) 7-22-49 телетайп, 330171, e-mail: zim/nkmz.donetsk.ua, www.nkmz.com, код ЄРДПОУ 05763599

№

На №

від

Акт

использования результатов диссертационной работы
Тимошенко Сергея Николаевича

В условиях ПАО «НКМЗ» используются результаты диссертационной работы Тимошенко С.Н. в виде расчетов геометрических и энергетических параметров дуговых сталеплавильных печей (ДСП) вместимостью 15-20т, выполненных в пакете прикладных программ Mathcad. Материалы расчетов дают оценки основных параметров геометрии ванны и корпуса ДСП, а также энергопотребления, потерь энергии и энергетического баланса при разливных технологических вариантах использования печи: интенсивная и классическая технологии, водоохлаждаемый, комбинированный или огнеупорный свод. Выполнен также базовый расчет водоохлаждаемых элементов и системы аспирации ДСП.

Указанные материалы были использованы при разработке ДСП малой вместимости в качестве предварительной оценки различных вариантов выполнения базового и детального инжиниринга. Выполненные расчеты адекватно отражают основные тенденции взаимного влияния геометрических и энергетических факторов на рабочие характеристики ДСП. Выполненная работа представляется полезной и перспективной в процессе совершенствования разработок нашего предприятия в области дуговых электропечей.

Настоящий документ предназначен для предъявления в специализированные ученые советы по защите диссертаций и не может быть использован для финансовых притязаний

Директор производства металлургического
и шахтоподъемного оборудования, кандидат
технических наук



А.И. Титаренко

15 002713 *

Приватное акционерное общество
«ДОНЕЦКСТАЛЬ» -
металлургический завод»



Филиал «Металлургический комплекс»

83062, г. Донецк, ул. Ивана Ткаченко, 141.
Для телеграмм — Донецк, областной Соло.
Телетайп 615128. Текущий счет № 2600114242
ДОД ПАО „Райффайзен Банк Аваль“
МФО 335076
код ОКПО 34850132 тел. (062) 2172403

Приватне акціонерне товариство
«ДОНЕЦЬКСТАЛЬ» -
металургійний завод»

Філія «Металургійний комплекс»

83062, м. Донецьк, вул. Івана Ткаченка, 141.
Для телеграм — Донецьк, обласний Соло.
Телетайп 615128. Поточн. рахунок № 2600114242
ДОД ПАТ „Райффайзен Банк Аваль“
МФО 335076
код ЄДРПОУ 34850132 тел. (062) 2172403

от 10.09.2014г.

Акт

использования результатов диссертационной работы
доцента ДонНТУ Тимошенко С.Н.

Настоящим актом подтверждаем, что общие технические решения и технико-экономическое обоснование совершенствования геометрических параметров сталеплавильной ванны ДСП являются актуальными, обладают практической полезностью и научной новизной. Реализация данных предложений на печи вместимостью 150 т при изменении соотношения диаметр/глубина ванны с 6,6 до 4,5 – 4,8 и прочих равных условиях позволит сократить потери энергии с охлаждающей водой на 28 – 32 %. Ожидаемое сокращение расхода электроэнергии составит 12 – 15 кВт*ч/т.

Данный акт является предварительным заключением, реализация которого в настоящее время не может быть реализована и, соответственно, не может быть основой для каких-либо финансовых претензий.

Заместитель главного инженера
по перспективному развитию



В.И. Цуканов



Утверждаю

Зам. технического директора

ПАО «Сумское НПО»

В.А. Рыбалко

Акт

внедрения результатов диссертационной работы
Тимошенко Сергея Николаевича

В условиях ПАО «Сумское НПО» с 2006г. эксплуатируется комбинированный свод дуговой электропечи ДСП-ЗИЗ, предложенный в диссертационной работе Тимошенко С.Н.. Свод включает водоохлаждаемую центральную часть и кирпичную периферийную часть, опорное кольцо которое соединено с центральной частью водоохлаждаемыми спицами. Водоохлаждаемые элементы занимают 20% от общей площади свода печи. В водоохлаждаемых элементах использован принцип неплотной укладки труб, их пространственное расположение и использование теплозащитной способности шлакового гарнисажа снижает потери тепла на 20-30%, по сравнению с классической плотной укладкой.

Стойкость комбинированного свода возросла в 1,5-2 раза (в зависимости от типа применяемого кирпича) в сравнении с традиционным кирпичным сводом. Увеличение стойкости свода достигнуто за счет замены кирпича в центральной части (области прохода электродов в рабочее пространство), лимитирующей стойкость свода в целом, водоохлаждаемой конструкцией.

Снижение показателей энергоэффективности печи не наблюдается. Повышение удельного расхода электроэнергии на компенсацию потерь тепла с водой покрывалось за счет уменьшения простоев агрегата, связанных с заменой свода и увеличение производительности печи. Изменений технологического процесса электродуговой плавки при работе печи ДСП-ЗИЗ с комбинированным водоохлаждаемым сводом в условиях технологии с длительным жидким периодом плавки не произошло.

Таким образом, результаты, полученные за период эксплуатации комбинированного свода дуговой электропечи, свидетельствуют об эффективности данного решения, которое внедрено на нашем предприятии.

Начальник УГМет

С. И. Булыгин

Додаток 5



Г.Ю. Шкворец
Главный инженер ПАО "КСЗ"

Г.Ю. Шкворец

использования результатов диссертационной работы
Тимошенко Сергея Николаевича

В условиях ПАО «Кременчугский сталелитейный завод» на дуговых сталеплавильных печах ДСП-25 используются стеновые водоохлаждаемые панели, прототип которых впервые был разработан в рамках диссертационной работы Тимошенко С.Н.

Панели установлены вместо верхней части кирпичной футеровки стен по периметру рабочего пространства печи на определенном, безопасном по условиям эксплуатации, расстоянии от поверхности сталеплавильной ванны.

Отличительной особенностью конструкции панелей является пространственная структура, образованная расположенными с зазором водоохлаждаемыми трубчатыми элементами и кожухом, которая позволяет накапливать и удерживать при эксплуатации термически равновесный слой гарнисажа. Толщина гарнисажа определяется действующим на панели тепловым потоком излучения и теплофизическими характеристиками образовавшегося шлакового слоя. Данное техническое решение является альтернативой традиционным панелям с плотной укладкой труб и направлено на повышение энергоэффективности ДСП за счет снижения потерь энергии с водой благодаря теплоизолирующим и теплоаккумулирующим свойствам гарнисажа.

Несмотря на определенный охлаждающий эффект панелей, связанный с уносом тепла из рабочего пространства с водой, энерготехнологические показатели работы печей статистически не ухудшились, что помимо конструктивных преимуществ панелей с неплотной укладкой труб, связано со снижением простоев по причинам обслуживания кирпичной футеровки. Вместе с тем, использование панелей позволило снизить расход огнеупорного стенового кирпича в среднем на 3,2 кг/т стали. При этом экономия средств, связанная с заменой части футеровки стен существенно превышает дополнительные расходы, связанные с установкой и обслуживанием панелей.

Таким образом, водоохлаждаемые стеновые панели с неплотной укладкой труб являются действенным средством повышения энергоэффективности печей ДСП-25 при выплавке ответственных марок стали железнодорожного сортамента.

Данный акт составлен для подтверждения практической ценности результатов докторской диссертации Тимошенко С.Н. и не может быть использован для материальных и финансовых претензий.

Зам. главного металлурга
по металлургическому производству

Ю.И. Шамраев

Зам. начальника СПЦ по оборудованию

И.Н. Быбко

11.10.2017



ТОВАРИСТВО З ОБМЕЖЕНОЮ ВІДПОВІДАЛЬНІСТЮ
«ЕЛЕКТРОСТАЛЬ»

Поштова та юридична адреса: Промислова зона, 70, м. Курахове, Мар'їнський р-н, Донецька обл., 85612
р/р 26008300001222 у ПАТ «АБ Радіобанк», м. Київ, МФО 30600, код ЄДРПОУ 32582387, свід. № 100262703
Інд. под. номер: 325823805381
E-mail: postmaster@elstal.com.ua
Web-сайт: www.elstal.com.ua

«04» 02 2017 № 131/144

Директору ЧП «Фирма «РОУД»

Отзыв о работе оборудования разработанного ЧП «Фирма «РОУД»

В январе-феврале 2013 г. на печи ДСП-50 (поставка STG Италия) ООО «Электросталь» г. Курахове, Донецкая обл., Украина были введены в эксплуатацию защитные панели стеновых горелок, разработанные ЧП «Фирма «РОУД» г. Донецк.

Отличительная особенность конструкции – применение защитного кожуха горелки выполненного из трубы низкоуглеродистой стали в виде спирали.

Положительные стороны предложенного технического решения: обеспечивается надежная защита горелок от излучения и механических повреждений при низкой стоимости изготовления (не превышает типовой стоимости изготовления водоохлаждаемых элементов) и возможность выполнения мелких ремонтов в процессе эксплуатации персоналом ремонтных служб цеха.

Средняя стойкость защитных панелей составляет 2500 плавков, максимальная до 5000.

Примечание: Применение панелей вызвало необходимость внесения незначительных изменений в конструкцию стеновых газокислородных комбинированных горелок, а именно – корректировку длины.

Зам. главного инженера

И.А.Берштейн



АКТ

Использования результатов диссертационной
работы докторанта ДонНТУ
Тимошенко С.Н.

В СЛЦ нашего предприятия используется водоохлаждаемый свод дуговой электропечи постоянного тока (ДСППТ) вместимостью 12т., поставленный ЧП «Фирма РОУД». В своде используется разработка Тимошенко С.Н. по энергосберегающим водоохлаждаемым элементам, с пространственной структурой, что позволяет поддерживать теплоизолирующий и теплоаккумулирующий слой гарнисажа.

По данным эксплуатации водоохлаждаемого свода, в течении 250 плавов, повышение удельного расхода электроэнергии в сравнении с традиционным кирпичным сводом, соответствует потерям тепла с отходящими газами в условиях принудительного газоудаления. Данные свидетельствуют об энергоэффективности водоохлаждаемого свода с пространственной структурой, в условиях работы ДСППТ с длительными простоями, что наряду с экономией огнеупоров является положительным качеством.

Данный акт составлен для представления в специализированный совет по защите диссертаций и не может быть основой каких либо финансовых претензий.

Главный инженер

А.А. Филиппи

Украина, 49033, г. Днепр

Пр. Богдана Хмельницкого, 139

Тел/факс: +380 (056) 763 70 19

Тел. +380 (56) 763 17 -46

E-mail: info@dneproress.net

ФерроКС

Общество с ограниченной ответственностью,
ОКПО 39148222, ИНН 391482208299
т/с № 2600930851701 в ПАО «БАНК КРЕДИТ ДНЕПР», МФО 305749
Украина, п.и. 69032, г. Запорожье, ул. Южное шоссе, 59
тел/факс (061) 213-61-90, тел. 218-48-60, e-mail: ferrox@ferrox.com.ua

Акт
внедрения результатов диссертационной работы
Тимошенко Сергея Николаевича

В условиях ООО «ФерроКС» на 12-т дуговой электропечи постоянного тока, используется водоохлаждаемый свод и подовые электроды предложенные в диссертационной работе Тимошенко С.Н.

Свод представляет собой арочную самонесущую конструкцию, которая включает небольшую огнеупорную центральную часть и основную водоохлаждаемую периферийную часть, выполненную из спиральных панелей, закрытых сверху листом экрана. Пространственная структура водоохлаждаемой части свода позволяет эффективно накапливать и удерживать шлаковый гарнисаж, образующийся в процессе плавки, и использовать его теплоизолирующие и теплоаккумулирующие свойства для снижения потерь тепла излучением с водой. Стойкость панелей водоохлаждаемого свода составляет не менее двух лет при заданной производственной программе печи, что обеспечивает экономию огнеупоров не менее 90 т в год и покрывает дополнительные энергозатраты на компенсацию потерь тепла с водой.

Подовый электрод представляет собой биметаллический стержень со стальной частью, контактирующей с ванной расплава, и медной водоохлаждаемой частью, к которой выполнен токоподвод. Соединение медной и стальной частей выполнено по технологии электрошлаковой наплавки, позволяющей получить минимальную ширину переходной зоны для обеспечения хорошего теплоотвода от стальной части. Стойкость и качество подовых электродов обеспечивают выполнение производственной программы печи.

Таким образом, результаты, полученные за период эксплуатации водоохлаждаемого свода дуговой электропечи, свидетельствуют об эффективности рассмотренных технических решений, которые внедрены на нашем предприятии.

Настоящий документ предназначен исключительно для предъявления в специализированный совет по защите диссертаций и не может быть использован для каких-либо материальных и финансовых претензий.

Директор



М.А. Фридман

Додаток 9

ЗАТВЕРДЖУЮ:

Проректор з наукової роботи ДВНЗ
“Донецький національний
технічний університет” д.т.н.

Є.О. Башков

2019 р.

ДОВІДКА

про використання в навчальному процесі результатів
дисертаційної роботи Тімошенко Сергія Миколайовича

Наукові результати та технічні рішення, які отримані к.т.н., с.н.с. Тімошенко С.М. в процесі роботи над дисертацією на тему «Розвиток наукових основ підвищення енергоефективності дугових сталеплавильних печей» на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук були використані під час навчального процесу в матеріалах лекцій, при виконанні курсових та дипломних робіт студентів за напрямком підготовки 6.050401 «Металургія»

Декан факультету машинобудування,
екології та хімічних технологій, к.т.н.

Сурженко А. М.