

ЗАПОРІЗЬКА ДЕРЖАВНА ІНЖЕНЕРНА АКАДЕМІЯ

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

Національній металургійній академії України, спеціалізована вчена рада

Д 08.084.05 Міністерство освіти і науки

Кваліфікаційна наукова

праця на правах рукопису

Петрик Олексій Анатолійович

УДК 662.614.2:661.975:669.18

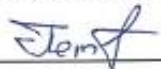
**ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИКОРИСТАННЯ ТЕПЛОТИ В
СТАЛЕПЛАВИЛЬНОМУ АГРЕГАТІ ШЛЯХОМ ДОПАЛЮВАННЯ
ОКСИДУ ВУГЛЕЦЮ**

Спеціальність 05.14.06 – Технічна теплофізика та промислова
теплоенергетика

144 - теплоенергетика

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

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

 О.А. Петрик
(підпис)

Науковий керівник Яковлєва Ірина Геннадіївна
доктор технічних наук, професор

*Всі приписки
дисертації
за здійснені
В. секретар*



Дніпро – 2018

АНОТАЦІЯ

Петрик О.А. Підвищення ефективності використання теплоти в сталеплавильному агрегаті шляхом допалювання оксиду вуглецю.
- Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук (доктора філософії) за спеціальністю 05.14.06 – «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика» (144 - теплоенергетика). Національна металургійна академія України, спеціалізована вчена рада Д 08.084.05 при Національній металургійній академії України, Дніпро, 2018.

Захищаються результати теоретичних та експериментальних досліджень підвищення ефективності використання теплоти у двофазному сталеплавильному агрегаті шляхом допалювання оксиду вуглецю, на основі розробки енергоефективного теплового і кисневого режимів виплавлення сталі, що дозволяють знизити витрати природного газу.

Виконано аналіз конструктивних особливостей і ефективності використання пристроїв для продування ванни сталеплавильних агрегатів киснем і їх впливу на утворення і допалювання оксиду вуглецю в робочому просторі агрегатів і формування теплового балансу плавки стосовно до реальних виробничих умов.

Досліджено вплив параметрів дуттьового пристрою (кутів нахилу і діаметрів сопел) під час продування ванни сталеплавильного агрегату киснем на процеси, що протікають в реакційній зоні. Розроблено інноваційну конструкцію дуттьового пристрою з комбінованим розташуванням отворів і сопел.

Експериментальним шляхом при проведенні балансових плавок на 250-тонному ДСА ПАТ МК «Запоріжсталь» визначено вплив конструкції дуттьового пристрою і інтенсивності продування на процеси допалювання оксиду вуглецю. Визначено, що при збільшенні інтенсивності продування від 2300 до 8000 м³/год і зміні кутів нахилу сопел від 20 до 50° інтенсифікується процес утворення та допалювання СО у ванні сталеплавильного агрегату, що

призводить до збільшення швидкості нагріву розплаву з 74,0 до 89,4 °С/год. При цьому спостерігається формування факела по довжині ванни, що зноситься потоком димових газів. Встановлено, що при зміні інтенсивності продування ванни від 1800 до 2400 м³/год довжина факела, що зноситься потоком димових газів, збільшується від 0,65 - 0,70 до 1,30 - 1,40 м, а температура факела від 1700 до 1870 °С. Що дозволило розробити раціональний енергозберігаючий режим виплавлення сталі та вибрати конструкцію дуттьового пристрою, що забезпечує найбільше тепловиділення.

Визначено оптимальні геометричні характеристики дуттьового пристрою за критерієм К (відношення глибини лунок в розплаві до діаметру реакційної зони) і інтенсивністю перемішування розплаву. Величина діаметрів сопел від 12 до 15 мм і кутів нахилу сопел від 20 до 50° при комбінованому їх розташуванні забезпечує найкращі показники дуттьового пристрою.

Експериментальним і теоретичним шляхом визначено вплив параметрів теплового режиму і інтенсивності продування на процес пилоутворення під час продування ванни сталеплавильного агрегату киснем. Встановлено вплив інтенсивності продування і діаметру бульбашок оксиду вуглецю на пилоутворення. Це дозволило підібрати раціональну інтенсивність продування для мінімізації викидів пилу з ванни.

На підставі досліджень проведених у даній роботі на МК ПАТ «Запоріжсталь» розроблений і впроваджений в промислове виробництво новий енергозберігаючий тепловий та кисневий режим виплавлення сталі, що забезпечує підвищення ефективності використання теплоти при допалюванні оксидів вуглецю при використанні інноваційної конструкції фурми в сталеплавильному агрегаті, що привело до зниження технологічної витрати природного газу на виплавку сталі на 6,89 м³/т (з 6,89 до 0 м³/т) і тривалості продування на 0,2 год (з 3,71 до 3,51 год) і дозволило перейти агрегату на процес виплавлення сталі без використання природного газу при забезпеченні високої якості металопродукції.

Результати досліджень, отримані в дисертації, використовуються в навчальному процесі кафедри теплоенергетики і гідроенергетики Запорізької державної інженерної академії в курсі «Високотемпературні процеси і установки».

Ключові слова: дуттьовий пристрій, теплотехнічні параметри, факел, допалювання монооксиду вуглецю, температурне поле, інтенсифікація теплообміну, коефіцієнт тепловіддачі, процеси теплообміну, теплота, інтенсивність продування, природний газ, ефективність використання теплоти.

ABSTRACT

Petrik A.A. The improving of efficiency of heat use in the steelmaking unit by carbon monoxide post-combustion. - Manuscript.

Dissertation for the degree of candidate of technical sciences, specialty 05.14.06 - Technical thermal physics and industrial Heat of Power Engineering. - National Metallurgical Academy of Ukraine, Dnepr, 2018.

This work defends results for theoretical and experimental research of increasing the efficiency of heat utilization in a two-walled steel smelting unit by reburning the carbon monoxide, on the basis of the development of energy-efficient thermal and oxygen modes of steel smelting, allowing to reduce natural gas consumption.

The analysis of structural features and efficiency of the use of devices for blowing the steelmaking units with oxygen and their influence on the formation and reburning of carbon monoxide in the working space of aggregates and the formation of the thermal balance of the melt relative to the actual production conditions is carried out.

The influence of the parameters of a blow device (angles of inclination and diameters of nozzles) during blowing out of a steel bath smelter with oxygen on processes occurring in the reaction zone is investigated. The innovative design of a blow device with a combined arrangement of openings and nozzles is developed.

On the 250-ton steelmaking unit at the PJS "Zaporizhstal" determined the influence of the design of the blow device and the intensity of blowing on the

processes of the reburning the oxide of carbon. It is determined that when the blowing intensity is increased from 2300 to 8000 m³/h and the change in the angle of the nozzle slope from 20 to 50 °, there are formed pieforest vortices that intensify the formation of oxide of carbon. At the same time there is the formation of a flame along the length of the bath, which is passed down by the flow of flue gases. It was established that when the intensity of the blowing from 1800 to 2400 m³/h is changed, the length of the torch flowing with the flow of flue gases is increased from 0.65 - 0.70 to 1.30 - 1.40 m, and the temperature of the flame from 1700 to 1870 °C. That made it possible to develop a rational energy-saving mode of steel smelting and to choose the design of the blow device, which provides the most heat dissipation.

The optimum geometric characteristics of the blow device according to the criterion K (the ratio of the depth of the wells in the melt to the diameter of the reaction zone) and the intensity of the mixing of the melt are determined. The diameter of the nozzles from 12 to 15 mm and the angles of inclination of the nozzles from 20 to 50 ° with their combined position provides the best performance of the blow device.

Experimental and theoretical determination of the influence of the parameters of the thermal regime and the intensity of the purge on the process of dust formation during the blowing of the bath of the steelmaking unit with oxygen was determined. The influence of the purge intensity and the diameter of oxide of carbon bubbles on the dust formation has been established. This allowed us to find the rational purge intensity to minimize dust emissions from the bath.

A new energy-saving thermal and oxygen steelmaking regime was developed and introduced into industrial production, which provides for an increase in the efficiency of heat use in the afterburning of carbon oxides using a rational design of the lance in the steelmaking unit, which led to a decrease in the technological consumption of natural gas for steelmaking by 6.89 m³/t (from 6.89 to 0 m³/t), purging time for 0.2 h (from 3.71 to 3.51 h) and allowed the unit to switch to the process of steelmaking without the use of natural gas.

Keywords: blowing device, thermotechnical parameters, flame, reburning the oxide of carbon, temperature field, heat transfer intensification, heat transfer

coefficient, heat transfer and hydrodynamics processes, heat, blowing intensity, natural gas, efficiency of heat use

Список публікацій здобувача:

1. Яковлева И.Г. К вопросу определения концентрации газов в ванне сталеплавильных агрегатов / И.Г. Яковлева, А. А. Петрик // Вісник НТУ «ХП», - 2017. – № 16 (1238). - С. 94-98.

2. Яковлева И.Г. Определение влияния теплофизических параметров на интенсификацию процессов теплообмена в ванне сталеплавильных агрегатов / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Холодильная техника и технология,- 2017. – № 53 (1). - С. 54-62.

3. Яковлева И.Г. Исследование температурных полей реакционных зон при продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика,- 2016. – № 8. - С. 193-199.

4. Яковлева И.Г. Исследование влияния параметров продувания металла кислородом в конвертере на процесс пылеобразования испарительного происхождения / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Metallurgical and Mining Industry,- 2017. – № 2. - С. 72-77.

5. Яковлева И.Г. Исследование влияния параметров продувания металла кислородом в конвертере на процесс пылеобразования механического (брызги) происхождения / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Metallurgical and Mining Industry,- 2017. – № 3. - С. 103-106.

6. Яковлева И.Г. Общая характеристика и особенности дутьевых устройств при верхней продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Metallurgy,- 2017. – № 1 (37). - С. 24-27.

7. Petrik A. Investigation of the carbon monoxide post-combustion flame in the working space of a steelmaking unit / A. Petrik, I. Yakovleva // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies,- 2017. – № 5/8 (89). - P. 51-57.

8. Патент 108529 України, МПК C21C 5/04. Оптимізація витрат природного газу в рідкі періоди плавки / Петрик О.А., Коломієць Д.Н., Чернишов С.І., Вавілов А.Ф., Степаков С.В. (Україна); заявник і

патентовласник МК ПАТ “Запоріжсталь”.– № u 2015 108529; заявл. 21.12.2015; опубл. 25.07.2016, Бюл. №14. – 4 с.

9. Петрик А.А. Исследование факела дожигания оксида углерода в рабочем пространстве сталеплавильного агрегата / А. А. Петрик // «43 міжнародна научно-технічна конференція комбінату «Запоріжсталь»» (м. Запоріжжя, 26-27 жовтня 2015 р.). — Запоріжжя: Запоріжсталь, 2015. – С. 58.

10. Петрик А.А. Исследование температурных поле реакционных зон при продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / А. А. Петрик, Д.Н. Коломиец // «Проблеми екології та експлуатації об’єктів енергетики» (м. Одеса, 20-24 вересень 2016 р.). — К: ІПЦ АЛКОН, 2017. – С. 141-144.

11. Петрик А.А. Оптимизация кислородных режимов работы сталеплавильных агрегатов в условиях ПАО «Запорожсталь» / А. А. Петрик // «44 міжнародна научно-технічна конференція комбінату «Запоріжсталь»» (м. Запоріжжя, жовтень 2017 р.). — Запоріжжя: Запоріжсталь, 2017. – С. 59.

12. Петрик А.А. Разработка энергосберегающих режимов выплавки стали / А. А. Петрик // «27 всеукраїнська науково-технічна конференція молодих вчених та студентів» (м. Одеса, 14 квітня 2017 р.). — Одеса: ОНАХТ 2017. – С. 53-54.

13. Petrik A.A. Thermophysical processes at the intensification of thermal work of the steel-smelting bath / A. Petrik, I. Yakovleva, L. Klimenco // Теорія і практика ефективного управління: зб. наукових праць / ЗДІА. - Запоріжжя, 2016. - т. 5. - С. 181.

14. Петрик А.А. Исследование теплообмена в объеме сталеплавильного агрегата / А. А. Петрик // «Теорія и практика сучасної науки» (м. Дніпро, 24-25 лютого 2017 р.).-Херсон: Видавничий дім "Гельветика", 2017. – С. 137-140.

15. Петрик А.А. К вопросу определения рациональной конструкции дутьевого устройства / А. А. Петрик // «Інноваційний розвиток науки нового тисячоліття» (м. Ужгород, квітень 2017 р.). — Херсон: Видавничий дім "Гельветика", 2017. – С. 135-141.

16. Петрик А.А. Снижение выбросов вредных веществ при продувке расплава струей в ванне сталеплавильного агрегата в условиях ПАО

«Запорожсталь» / А. А. Петрик // 43 міжнародна науково-технічна конференція ПАТ «Запоріжсталь» (м. Запоріжжя, 10-11 листопада 2016 р). - Запоріжжя: Вид. "Запоріжсталь", 2016. - С. 55.

17. Петрик А.А. Определение влияния теплофизических параметров на интенсивность перемешивания расплава в ванне сталеплавильного агрегата/ XIII international scientific and practical conference «Prospects of world science - 2017» (Sheffield, England, July 30 – August 7,- 2017. – P.3-5.

ЗМІСТ

	Стор.
ВСТУП	17
РОЗДІЛ 1 АНАЛІЗ І ЗАГАЛЬНА ХАРАКТЕРИСТИКА ДОСЛІДЖУВАНОЇ ПРОБЛЕМАТИКИ	23
1.1 Особливості виплавлення сталі при продуванні ванни киснем з допалюванням оксиду вуглецю	23
1.2 Загальна характеристика й особливості дуттьових пристроїв для верхнього продування ванни сталеплавильного агрегату киснем	28
1.3 Загальна характеристика реакційних зон при продуванні ванни сталеплавильного агрегату	35
Висновки до розділу 1	42
РОЗДІЛ 2 ДОСЛІДЖЕННЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗОНИ ПРОДУВАННЯ ВАННИ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО АГРЕГАТУ ГАЗОВИМИ СТРУМЕННЯМИ	43
2.1 Чисельно-аналітичне дослідження зони продування струменями з різними гідродинамічними й теплофізичними характеристиками	43
2.2 Визначення впливу інтенсивності продування й характеристик дуттьового пристрою на інтенсивність перемішування розплаву у ванні сталеплавильного агрегату	65
2.3 Моделювання температурних полів у робочому просторі при продуванні ванни сталеплавильного агрегату киснем	71
2.4 Моделювання розподілу концентрацій газів у робочому просторі ДСА	77
Висновки до розділу 2	80

РОЗДІЛ 3	ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛООБМІНУ В РЕАКЦІЙНИХ ЗОНАХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО АГРЕГАТУ	82
3.1	Вивчення температурних полів реакційних зон при продуванні ванни сталеплавильного агрегату киснем	82
3.2	Дослідження реакційної зони взаємодії кисневих струменів з розплавом у сталеплавильному агрегаті	86
3.3	Опалення двухванного сталеплавильного агрегату шляхом допалювання СО	101
3.3.1	Постановка завдання	101
3.3.2	Чисельні дослідження й аналіз отриманих результатів	106
3.4	Розробка енергозберігаючих режимів виплавлення сталі в ДСА	114
	Висновки до розділу 3	119
РОЗДІЛ 4	ЕКОЛОГО-ЕКОНОМІЧНІ ПОКАЗНИКИ РОБОТИ	121
4.1	Вплив кисневого режиму при виплавленні сталі на процес пилоутворення	121
4.1.1	Дослідження процесу пилоутворення механічного (бризки) походження	121
4.1.2	Дослідження процесу пилоутворення випарного (бурий дим) походження	126
4.2	Розрахунок економічної ефективності й практичне застосування режимів продування й допалювання оксиду вуглецю в сталеплавильному агрегаті	132
	Висновки до розділу 4	136
	ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	137
	СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	139
	ДОДАТКИ	169

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

ρ_{Γ} – щільність газу (кисню), кг/м^3 ;

I_{O_2} – інтенсивність продування, $\text{м}^3/\text{с}$;

l – глибина впровадження струменя газу в рідину, м ;

$V_{\text{л}}$ – локальний об'єм газонасичення в зоні взаємодії струменя з рідиною, м^3 ;

Ar – критерій Архімеда: $Ar = \left(\frac{\rho_{\Gamma}}{\rho_{\text{ж}}}\right) * \left(\frac{U_{\text{ж(х)}}^2}{g * d_0}\right)$;

g – прискорення вільного падіння $9,8 \text{ м/с}^2$;

Fr – критерій Фруда: $Fr = \frac{\overline{U_{CO}^2}}{g} * H_0$;

H_0 – початкова висота металу у ванні, м ;

U_{CO} – середня швидкість виділення CO з розплаву при продуванні, м/с ;

U_0 – початкова швидкість струменя на виході із сопла, м/с ;

Re – критерій Рейнольдса: $Re = \overline{W_0} * L_c / \nu_{\Gamma}$;

ν_{Γ} – коефіцієнт кінематичної в'язкості газу, $\text{м}^2/\text{с}$;

W_0 – швидкість омивання фурми, м/с ;

$U_{\text{ж(х)}}$ – швидкість струменя на рівні входу в рідину, м/с ;

d_0 – характерний лінійний розмір (діаметр сопла), м ;

$h_{\text{л}}$ – глибина лунки, м ;

L_c – довжина струменя (відстань між соплом фурми й розплавом), м ;

$\rho_{\text{ж}}$ – щільність рідини (розплав чавуну та лом), кг/м^3 ;

$H_{\text{ф}}$ – висота фурми над рідиною (поверхнею розплаву), м ;

α – кут нахилу сопла кисневої фурми до поверхні розплаву, град;

T_0 – початкова температура струменів дуття, К ;

i_{O_2} – імпульс газу, Н ;

N_p – коефіцієнт проникнення струменів в рідину: $N_p = \frac{1}{(1,43 * Ar^{0,4})}$;

$d_{\text{х}}$ – діаметр плями продування на поверхні рідини, м ;

$S_{\text{р.з.}}$ – сумарна площа поверхні лунок, м^2 ;

$F_{\text{г.п.}}$ – площа гарячої плями, м^2 ;

$D_{\text{р.з.}}$ – діаметр реакційної зони продування, м ;

K – критерій, що враховує відношення глибини лунок до діаметра реакційної

зони: $K = \frac{h_l}{D_{pz}}$;

R – коефіцієнт кореляції;

$G_{ж}$ - критерію інтенсивності перемішування: $G_{ж} = \left(\frac{V_{CO}^{отх}}{S_1 * \nu_{ж}} \right) * \left(\frac{V_r^2}{2 * g} \right)$;

$V_{CO}^{отх}$ - об'єм газу, що виділяється із зони продування, м³/с;

S_1 - площа перетину стовпа газо-шлако-металевої суміші, м²;

V_r – середня швидкість реакції горіння CO в O₂, м/с;

$\nu_{ж}$ - коефіцієнт кінематичної в'язкості газо-шлакової суміші, м²/с;

p_{∞} і p_{O_2} - тиск навколишнього середовища й газу перед соплом, Па;

k - показник адіабати;

φ - коефіцієнт швидкості;

G – маса оксиду вуглецю, що утворювалася, т;

V_m - молекулярний об'єм, л/моль;

$M_{(CO)}$ - молекулярна маса, г/моль;

T_m - температура металу, К;

G_m - маса металу, т;

V_c - швидкість знеуглецювання ванни, [%C]/хв;

[C] - концентрації вуглецю, %;

$\Sigma(FeO)$ - концентрації оксидів заліза, %;

K_c - константа швидкості реакції знеуглецювання ванни при температурі металу;

d_{ϕ} - діаметр фурми, м;

q_l - щільність результуючого теплового потоку для відповідної поверхневої зони, Вт/м²;

α_{oc} - коефіцієнт тепловіддачі випромінюванням і конвекцією від зовнішньої поверхні кладки в навколишнє середовище, Вт/(м²*К);

$t_{нар}$ - температура зовнішньої поверхні кладки, °С;

$t_{o.c.}$ - температура навколишнього середовища, °С;

$\lambda_{из}, \lambda_{ог}$ - відповідно коефіцієнти теплопровідності матеріалу теплоізоляційного й вогнетривкого шарів футеровки, Вт/(м*К);

$t_{p.з}$ - температура реакційної зони, °С;

l_{ϕ} - довжина зміщеного факела, м;

t_{ϕ} - температура зміщеного факела, м;

$q_{J,I}$ - щільність потоку результуючого випромінювання, що проходив через умовну поверхню, яка відокремлює І-у об'ємну газову зону від суміжної J-ї об'ємної газової зони, Вт/м²;

$q_{I,J}$ - щільність потоку результуючого випромінювання, що проходив через умовну поверхню, що відокремлює J-у об'ємну газову зону від суміжної І -ї об'ємної газової зони, Вт/м²;

$T_{J,I}$ - температура умовної поверхні, що відокремлює об'ємну зону І від суміжної об'ємної зони J, К;

$T_{I,J}$ - температура умовної поверхні, що відокремлює об'ємну зону J від суміжної об'ємної зони І, К;

σ_0 - постійна Стефана-Больцмана, Вт/(м² К⁴);

Q_i - результуючий тепловий потік, Вт;

T - температура, К;

α - коефіцієнт радіаційного обміну, Вт/ К⁴;

g_i - коефіцієнт конвективного обміну, Вт/ К;

Q_I^v - виділення теплоти в об'ємній зоні, Вт;

n - число розрахункових зон у складі розглянутої підсистеми;

Q_{ϕ} - сумарне теплоусвоєння металу для факела певної довжини, Вт;

Q_{max} - максимальне сумарне теплоусвоєння металу, Вт;

q_{max}, q_{cp} - максимальна й середня по поверхні розплаву щільність результуючого теплового потоку, відповідно, Вт/м²;

K_q - критерій нерівномірності розподілу теплових потоків: $K_q = q_{max}/q_{cp}$;

$\sigma_{\Delta t}$ - середньоквадратичне відхилення різниці температур між зональними перепадами температур поверхні розплаву (t_n) і теплового центру ($t_{ц}$) розплаву (характеризує якість нагрівання розплаву):

$$\sigma_{\Delta t} = (t_p - t_c)^2;$$

q — питома щільність променистого теплового потоку, Вт/м²;

σ - поверхневий натяг розплаву, Дж/м²;

ρ_{CO} - щільність оксиду вуглецю (CO), кг/м³;

$V_{пуз}$ — об'єм однієї бульбашки, м³;

$m_{пуз}$ - маса однієї бульбашки, кг;

$m_{пыли}$ - сумарна маса пилу, кг;

$m_{общ}$ - загальна кількість пилу, кг/т;

$I_{прO_2}$ — питома витрата кисню в період продування, м³/т;

τ — тривалість продування ванни киснем, год;

$m_{пл}$ - маса плавки, т;

β_i — коефіцієнт масопереносу від поверхні випару в газову фазу;

R_g - універсальна газова постійна;

$p_{исп}$ — рівноважний парціальний тиск фази, що випарюється при температурі зони продування, Па;

F_i — площа поверхні випару i -ї фази, м²;

i_i - питома інтенсивність випаровування, кг/м³;

η_c - коефіцієнт використання кисню дуття в зоні продування;

N_c - атомна частка вуглецю в розплаві;

z — постійна, що враховує стехіометричне співвідношення при згорянні й випарі металу;

m - число струменів дуття;

η_{CO} - коефіцієнт допалювання CO;

$Q_{від}$ - втрати теплоти з газами, що відходять, ГДж;

Q_m - витрата теплоти на нагрівання сталі, ГДж;

Q_n^p - прихід теплоти із природним газом, ГДж;

$Q_{чуг}^\phi$ — фізична теплота рідкого чавуну, ГДж;

$Q_{эк}$ — хімічна теплота рідкого чавуну, ГДж;

$Q_{ш}^\phi$ — фізична теплота металобрухту, ГДж;

$Q_{\text{ш}}^{\text{x}}$ – хімічна теплота металобрухту (теплота від окислення компонентів металобрухту, а саме вуглецю, кремнію та марганцю до хімічного складу заданої марки сталі), ГДж;

$Q_{\text{шл}}$ – прихід теплоти від шлакоутворення, ГДж;

Q_{fe} – прихід теплоти від випару заліза і його окиснення в дим у газовій фазі, ГДж;

Q_{feo} – прихід теплоти від окиснення заліза в шлак, ГДж.

$Q_{\text{пот}}$ – сумарні теплові втрати, ГДж.

$Q_{\text{пр}}^{\text{сг}}$ – втрати теплоти з газами, що відходять, ГДж;

$Q_{\text{м}}$ – витрата теплоти на нагрівання сталі, ГДж;

$Q_{\text{нш}}$ – втрати теплоти на нагрівання шлаку, ГДж;

$Q_{\text{ш}}$ – фізична теплота рідкої сталі, що губитися зі шлаком (у вигляді скрапів та корольків), ГДж;

$Q_{\text{из}}$ – витрата теплоти на розкладання вапняку, ГДж;

Q_{co2} – теплота на нагрівання CO_2 вапняку, ГДж;

$Q_{\text{вл}}$ – втрата теплоти на випар вологи із шихти й нагрівання пару, ГДж;

Q_{co} – теплота на нагрівання CO , що виділяється з ванни, ГДж;

Q_{fe2O3} – теплота, що виноситься частками Fe_2O_3 з димом, ГДж;

$Q_{\text{разл}}$ – теплота розкладання залізної руди, ГДж;

$Q_{\text{кр}}$ – втрати теплоти на охолодження кришок завалочних вікон, ГДж;

$Q_{\text{ф}}$ – втрати теплоти на охолодження продувних фурм, ГДж;

$Q_{\text{исп}}$ – втрати теплоти на випарне охолодження рам завалочних вікон і п'ятових балок, ГДж;

$Q_{\text{пара}}$ – витрата теплоти на одержання пару, ГДж;

$Q_{\text{св}}$ – втрати теплоти через верхню частину печі, ГДж;

$Q_{\text{зс}}$ – втрати теплоти через задню стінку, ГДж;

$Q_{\text{пс}}$ – втрати теплоти через передню стінку, ГДж;

$Q_{\text{под}}$ – втрати теплоти через подину, ГДж;

$Q_{\text{зас}}$ – втрати теплоти через заслінки, ГДж;

$Q_{\text{изл}}$ – втрати теплоти випромінюванням через відкриті вікна завалочних вікон, ГДж;

$Q_{\text{виг}}$ – втрати теплоти з газами, що вибивають, ГДж;

$Q_{\text{дис}}$ – втрати теплоти на дисоціацію, ГДж;

$Q_{\text{кисл}}$ – втрати теплоти для нагрівання незасвоєного кисню, ГДж;

$Q_{\text{подс}}$ – втрати теплоти від підсмоктувань у піч холодного повітря, ГДж;

$\eta_{\text{кпт}}$ - коефіцієнт корисного тепловикористання.

ВСТУП

Актуальність роботи. Відомо багато режимів продування й різних методів допалювання оксиду вуглецю в робочому просторі сталеплавильних агрегатів, що дозволяють використовувати додаткову теплоту від спалювання оксиду вуглецю (CO) киснем (O_2) для інтенсифікації теплових і технологічних процесів плавки сталі, поліпшення технологічних, екологічних і техніко-економічних показників виробництва. Однак ці методи продування мають істотні недоліки, що полягають у тому, що дотепер не визначені раціональні умови проведення дуттьового режиму з допалюванням CO киснем над зоною продування в сталеплавильних агрегатах з урахуванням впливу загальної кількості кисню, інтенсивності продування.

Актуальність роботи полягає в необхідності підвищення ефективності використання теплоти у двохванному сталеплавильному агрегаті шляхом допалювання оксиду вуглецю, на основі розробки енергоефективного теплового і кисневого режимів виплавлення сталі, й визначається можливістю подальшого вдосконалювання процесу виплавлення сталі на основі підвищення інтенсивності продування ванни й більш ефективним використанням теплоти від допалювання CO киснем.

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

Тематика дисертаційної роботи відповідає Закону України №74/97-ВР від 01.07.1994 р. (Закон України «Про енергозбереження»), пріоритетним напрямом розвитку науки і техніки, а саме, ст.8 «Нові технології і комплекси», а також «Концепції Державної цільової науково-технічної програми розвитку й реформування гірничо-металургійного комплексу України на період до 2020 року». Робота виконана з відповідністю до держбюджетної теми науково-технічної розробки 8-1Д/2017 «Формування теплофізичних властивостей елементів конструкції теплового захисту енергетичного обладнання шляхом створення прогнозованих пористих структур для промисловості України» (номер державної реєстрації 0117U006455 (2017 р.)), у якій дисертант був виконавцем окремих розділів.

Дослідження, результати яких наведені у роботі, проводились на основі двосторонніх договорів щодо науково-технічного співробітництва з ПАТ «Запоріжсталь»: №20/2014/1924 від 12.08.2014 «Тепловий режим роботи ДСПА-1 з мінімальним використанням природного газу», №20/2015/926 від 09.04.2015 «Виплавлення сталі в ДСПА-1 без використання природного газу на всіх періодах плавки», №20/2015/1066 від 13.05.2015 «Зниження витрати природного газу в період плавлення до 0 м³/год при продуванні ванни киснем», №20/2017/336в від 14.11.2017 «Поступове зниження витрати кисню на факел в завалку і прогрів».

Мета і завдання досліджень. Підвищення ефективності використання теплоти у двохванному сталеплавильному агрегаті шляхом допалювання оксиду вуглецю, на основі розробки енергоефективного теплового і кисневого режимів виплавлення сталі, що дозволяють знизити витрати природного газу.

Для досягнення зазначеної мети автором розв'язано наступні завдання:

1. Виконати аналіз конструктивних особливостей і ефективності використання пристроїв для продування ванни сталеплавильних агрегатів киснем і їх впливу на утворення і допалювання оксидів вуглецю в робочому просторі агрегатів і формування теплового балансу плавки стосовно до реальних виробничих умов.

2. Експериментальним і теоретичним шляхом дослідити вплив параметрів продування (інтенсивність продування, концентрація вуглецю) ванни сталеплавильного агрегату киснем на процеси тепломасообміну, які протікають в реакційній зоні та розробити інноваційну конструкцію дуттьового пристрою.

3. Експериментально визначити вплив конструкції дуттьового пристрою та інтенсивності продування на процеси допалювання оксидів вуглецю над ванною у сталеплавильному агрегаті і його теплову роботу.

4. Експериментальним і теоретичним шляхом встановити залежності впливу параметрів теплового режиму і інтенсивності продування на процес пилотування під час продування ванни сталеплавильного агрегату киснем.

5. Розробити і впровадити в промислове виробництво новий енергозберігаючий тепловий та кисневий режим виплавлення сталі, що забезпечує підвищення ефективності використання теплоти при допалюванні оксидів вуглецю.

Об'єкт досліджень - процеси тепломасообміну та гідродинаміки при продуванні металу киснем і допалюванні оксиду вуглецю в робочому просторі сталеплавильного агрегату.

Предмет досліджень – параметри тепломасообмінних та гідродинамічних процесів і режими продування металу і допалювання оксиду вуглецю в робочому просторі сталеплавильного агрегату.

Методи досліджень. При виконанні роботи використовувалися наступні методи експериментальних і промислових досліджень: метод активного експерименту, метод фото-кінозйомки, гравіметричний метод визначення запиленості. Метод статистичної обробки експериментальних даних з використанням спеціальних пакетів програмного забезпечення, балансовий метод аналізу теплових процесів за відповідними ДСТУ, ТУ У.

При виконанні роботи використовувалися наступні ліцензійні та сертифіковані спеціальні пакети програмного забезпечення: «Statistica» (програмний пакет для статистичного аналізу, розроблений компанією Statsoft, що реалізує функції аналізу даних, керування даних, видобутку даних, візуалізації даних із залученням статистичних методів); «Iron-Line» (програмний пакет для аналізу теплопереносу у ванні сталеплавильного агрегату, розроблений «Espace»).

Наукова новизна одержаних результатів:

1. Вперше для двухванного сталеплавильного агрегату експериментально встановлено вплив вмісту вуглецю і тривалості продування на довжину і температуру факела, що зноситься потоком газів, які відходять із зони продування. Зі зменшенням вмісту вуглецю в розплаві від 4,25 до 0,1% довжина факела зменшується від 1,4 м до 0 м при зниженні температури факела від 1905-1911 °С до 1680-1700 °С.

2. Вперше експериментально встановлено вплив газодинамічних характеристик дуттьового пристрою з почерговим розташуванням кутів нахилу і діаметрів сопел фурми на температурні характеристики ванни сталеплавильного агрегату. Визначено, що при збільшенні інтенсивності продування від 2300 до 8000 м³/год і зміні кутів нахилу сопел від 20 до 50° інтенсифікується процес утворення та допалювання СО у ванні сталеплавильного агрегату, що призводить до збільшення швидкості нагріву розплаву з 74,0 до 89,4 °С/год. При цьому, об'ємна частка СО збільшується від нуля (в струмені кисню) до 80% на виході з розплаву.

3. Вперше визначено раціональні геометричні характеристики дуттьового пристрою за критерієм К (відношення глибини лунок в розплаві до діаметру реакційної зони) і інтенсивності перемішування розплаву. Величина діаметрів сопел від 12 до 15 мм і кутів нахилу сопел від 20 до 50° при комбінованому їх розташуванні забезпечує значення критерію К рівним 1,018 і інтенсивність перемішування 8,52.

4. Вперше на основі аналізу механізмів пилоутворення для 250-т двоухванного сталеплавильного агрегату під час продування металу киснем при проведенні промислових експериментів визначено раціональне значення інтенсивності продування 6450-6550 м³/год, що забезпечує зниження викидів пилу до 7,70-7,80 кг/т.

Практичне значення одержаних результатів:

1. Розроблено конструкцію дуттьового пристрою для продування ванни киснем, з використанням комбінованого розташування отворів і сопел, яка забезпечує підвищення ефективності продування ванни сталеплавильного агрегату, зниження тривалості плавки з 3,71 до 3,51 години і зниження витрат на виплавку сталі. Дуттьовий пристрій впроваджено в сталеплавильному цеху МК ПАТ «Запоріжсталь» (м. Запоріжжя) (Додаток Г).

2. Розроблено та впроваджено рекомендації щодо оптимізації технології виплавлення сталі з допалюванням оксидів вуглецю над зоною продування в сталеплавильному цеху МК ПАТ «Запоріжсталь» (патент України на корисну модель № 108529, Додаток 3). В результаті впровадження виключено

використання природного газу і зменшена тривалість плавки. Собівартість виробництва сталі скоротилася на 43,48 грн/т, що відповідає річному економічного ефекту 46347157,79 грн на рік при обсязі виробництва сталі 1065965 т/рік. (Додаток Г).

3. Результати досліджень, отримані в дисертації, використовуються в навчальному процесі кафедри теплоенергетики і гідроенергетики Запорізької державної інженерної академії в курсі «Високотемпературні процеси і установки» (Додаток В).

Особистий внесок здобувача. Експериментальні та теоретичні дослідження, що увійшли в дисертаційну роботу, виконані безпосередньо автором разом зі співробітниками Запорізької державної інженерної академії і МК ПАТ «Запоріжсталь». Результати опубліковані в співавторстві з ними. У наукових працях, виконаних разом зі співавторами, особистий внесок автора полягає в: узагальненні результатів досліджень відносно конструктивних особливостей дуттьових пристроїв для продувки ванни сталеплавильних агрегатів киснем; участі у розробці конструкції дуттьового пристрою, у встановленні закономірностей впливу розмірів бульбашок оксиду вуглецю й інтенсивності продувки ванни киснем на процес пилоутворення; експериментальному дослідженні впливу концентрації вуглецю в розплаві й тривалості продувки на довжину й температуру факела, що зноситься потоком газів, які відходять із зони продувки; проведення експериментів по визначенню температурних полів у ванні сталеплавильного агрегату; визначенні концентрації газів у ванні сталеплавильного агрегату; визначенні впливу теплофізичних параметрів на інтенсифікацію процесів теплообміну у ванні сталеплавильного агрегату, розробці нового енергозберігаючого теплового та кисневого режиму виплавки сталі для ДСА.

Авторові належать основні ідеї роботи, постановка завдання, обґрунтування основних допущень, теоретичні припущення, проведення експериментів, аналіз отриманих результатів і формування висновків за результатами проведених досліджень.

Апробація результатів дисертації. Основні положення й результати даних досліджень доповідалися на 2 всеукраїнських та 7 міжнародних конференціях, у тому числі: 42-й Міжнародній науково – технічній конференції комбінату «Запоріжсталь» (м. Запоріжжя, листопад 2015 р.); 43-й Міжнародній науково – технічній конференції комбінату «Запоріжсталь» (м. Запоріжжя, листопад 2016 р.); 26 міжнародній конференції "Проблеми екології й експлуатації об'єктів енергетики" (м. Одеса, вересень 2016 р.); 21 науково-технічній конференції студентів, аспірантів і викладачів ЗДІА (м. Запоріжжя, квітень 2016 г.); міжнародній науково – практичній конференції «Теорія й практика сучасної науки» (м. Дніпро, лютий 2017 р.); міжнародній науково – практичній конференції «Інноваційний розвиток науки нового тисячоріччя» (м. Ужгород, квітень 2017 р.); 27 всеукраїнській науково-технічній конференції молодих вчених та студентів «Еколого-Енергетичні проблеми сучасності» (м. Одеса, квітень 2017 р.); 13 international scientific and practical conference «Prospects of world science - 2017» (Sheffield, England, July-August 2017); 44-й Міжнародній науково – технічній конференції комбінату «Запоріжсталь» (м. Запоріжжя, листопад 2017 р.).

Публікації. Основні матеріали дисертації представлені у 17 друкованих працях, в тому числі 7 статей у спеціалізованих наукових журналах і виданнях, зі списку, рекомендованого ВАК (1 стаття входить до наукометричної бази Scopus), 1 патенті України та 9 матеріалах конференцій. Всі публікації містять результати безпосередньої роботи автора на окремих етапах досліджень і відображають основні положення та висновки дисертаційної роботи.

Структура і обсяг дисертації. Дисертаційна робота складається із вступу, чотирьох основних розділів, загальних висновків, списку використаної літератури та додатків. Загальний обсяг дисертації складає 168 сторінок, включаючи 127 сторінок загального машинописного тексту, містить 14 таблиць, 53 рисунків, бібліографічний список з 273 джерел і 9 додатків.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ І ЗАГАЛЬНА ХАРАКТЕРИСТИКА ДОСЛІДЖУВАНОЇ ПРОБЛЕМАТИКИ

1.1 Особливості виплавлення сталі при продуванні ванни киснем з допалюванням оксиду вуглецю

У сучасних умовах розвиток чорної металургії характеризується значною витратою природного газу, затрачуваного на процес виплавлення сталі. Актуальними при цьому є завдання [1, 2] розробки теоретичних і практичних аспектів нових енерго- і ресурсозберігаючих способів виплавлення сталі [3, 4] у сталеплавильних агрегатах із продувкою киснем (O_2) і допалюванням монооксида вуглецю (CO) при продуванні для інтенсифікації теплових і технологічних процесів виплавлення сталі. Для розв'язку цих завдань перспективним є застосування режимів виплавлення сталі [5, 6] з підвищенням ступеня допалювання CO у газах, що відходять, струменями O_2 з наступною передачею теплоти від факелів допалювання CO розплаву й сталеплавильній ванні.

Раціональний режим допалювання CO струменями кисню в потоці високотемпературних газів, що відходять із зони продування, [7-9] повинен забезпечувати більш ефективне використання теплоти, що виділяється від допалювання CO у системі газових потоків на нагрівання ванни, зниження витрати природного газу в рідкі періоди плавки, зниження тривалості плавки, збільшення продуктивності агрегату, поліпшення технологічних і техніко-економічних показників без зниження стійкості футеровки агрегату, а також зниження викидів шкідливих речовин (CO, NOx, пилу) у навколишнє середовище.

Аналіз науково-технічної літератури по досліджуваній проблемі [10-16] показує, що використання технології виплавлення сталі в сталеплавильних агрегатах з більш повним допалюванням CO у ванні є перспективним методом підвищення ефективності виробництва.

Підвищення ступеня допалювання СО дозволяє не тільки одержувати значну кількість додаткової кількості теплоти в результаті допалювання СО струменями O_2 над ванною, але й суттєво знизити [5] винос пилу, що відходить із зони продування агрегату, а також інтенсифікувати теплові й технологічні процеси виплавлення сталі.

Керування технологічними процесами на основі організації режиму допалювання СО у сталеплавильних агрегатах неможливе без вивчення реакційних зон і знання закономірностей взаємодії систем струменів окиснювача з потоком газів, що відходять, шлаками й металевою ванною. Тому дослідження і розробка ефективного способу продування ванни сталеплавильного агрегату із застосуванням нових теплових режимів виплавлення сталі й раціональної інтенсивності продування при допалюванні СО у ванні агрегату в процесі виплавлення сталі [7, 17] є досить актуальним, представляє практичний і науковий інтерес.

Незважаючи на значну кількість виконаних наукових праць [9, 18] проблема ефективного використання теплоти від допалювання СО у робочому просторі сталеплавильного агрегату залишається ще до кінця невирішеною, як через недосконалість існуючих теплових і кисневих режимів, так і через конструкції дуттьових пристроїв.

Аналіз [18-20] показує, що при допалюванні СО у ванні значна частина теплоти губитися з газами, що відходять й випромінюється на футеровку, а на нагрівання розплаву залишається приблизно 15-20%, що представляється вкрай неефективним.

У роботах [10-12] аналізуються особливості сталеплавильного процесу із застосуванням різних видів кисневих фурм, що дозволяють суттєво поліпшити теплову роботу агрегатів і в тому числі помітно поліпшити тепловий баланс виплавлення сталі при істотному зниженні витрати природного газу та інших енергоносіїв для опалення печі.

Результати дослідження авторів [13-16] свідчать про те, що застосування багатосоплових фурм забезпечує підвищення коефіцієнта допалювання СО.

При цьому, на процеси допалювання СО істотний вплив здійснює положення дуттьового обладнання над ванною щодо поверхні розплаву й границі метал-шлак [21-24]: якщо струмені кисню, в яких ідуть процеси допалювання СО розташовуються над шлаком і подалі від поверхні ванни, то незважаючи на високі показники коефіцієнта допалювання термічний к.к.д. теплопередачі (Π_T) до ванни рідкого металу буде низьким [25, 26]. Також з [27, 28] відомо, що якщо струмені допалювання СО досягають ванни й заглиблюються в рідкий метал, то в цьому випадку суттєво знижується коефіцієнт допалювання СО. Слід зазначити, що значення коефіцієнта допалювання СО (Π_{co}) в істотній мері визначається характером взаємодії струменів допалювання (рис. 1.1) з поверхнею металу в зоні продування.

Меркер Е.Е., Козаков С.В., Лузгін В. П., Карпенко Г.А. у своїх роботах [15, 29] відзначають, що при продуванні ванни сталеплавильного агрегату киснем більш вигідним представляється варіант побудови реакційної зони таким чином, щоб струмені O_2 для допалювання СО (рис. 1.1) накривали зверху максимальну поверхню металу.

На рисунку 1.1 наведена схема шахового розміщення в зоні продування [30, 31] струменів дуття й допалювання СО стосовно до умов використання фурми із двох'ярусним способом подачі кисню у ванну. З наведеного малюнка видно, що при використанні шахового (почергового) розташування струменів O_2 і допалюванні СО струмені допалювання не попадають на поверхню лунок дуття, тобто допалювання СО до CO_2 здійснюється більш ефективно, ніж при звичайній схемі подачі кисню.

Дослідження проведені в роботах [32, 33] показали, що оксиди вуглецю (CO и CO_2) утворюються й виносяться в шлак з об'єму реакційної зони продування ванни сталеплавильного агрегату, тобто в зоні зустрічі струменів дуття кисню з металевої ванною, а також частково в краплях заліза від розбризкування струменями кисню, їх окиснення й влучення в шлак [34].

Грунтуючись на вищенаведених даних, можна сказати, що об'єм оксиду вуглецю, який виділяється з ванни сталеплавильного агрегату, утворюється в

основному в зоні зустрічі струменів кисню з металом, а також частково в шлаку і атмосфері агрегату.

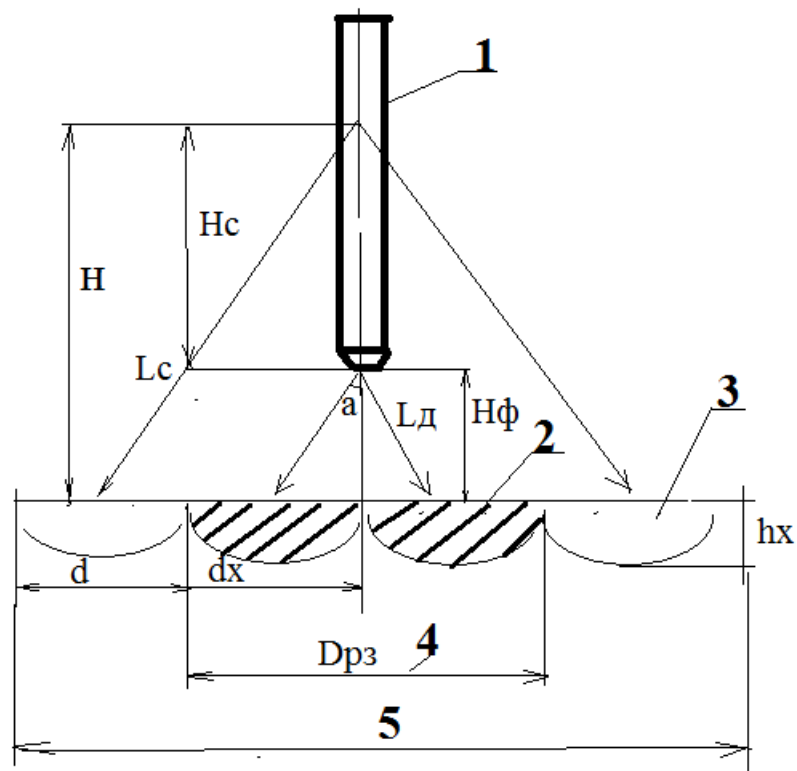


Рисунок 1.1 Схема взаємодії струменів кисню з поверхнею металу: 1- фурма, 2-лунки від струменів дуття в металі, 3- діаметр струменів допалювання в зоні продування, 4- діаметр зони продування; 5 - зовнішня межа зони допалювання

Окиснення вуглецю у ванні до CO і CO_2 визначається взаємодією кисню дуття з розплавом, а на допалювання CO до CO_2 у шлаку і в кисневих струменях вплив виявляють теплотехнічні й теплофізичні параметри режиму виплавлення сталі [34] і конструкції кисневих фурм [35, 36].

По даним праць [37-39] виконане промислове випробування способу інтенсифікації виплавлення сталі із застосуванням рідкого кисню. Тому що відвід теплоти здійснюється безпосередньо в місці контакту кисню з металом, температура реакційної зони знижується, що зменшує випар заліза і його оксидів. Одночасно зі зниженням температури відбувається істотне збільшення поверхні взаємодії кисню з компонентами металу через різке збільшення об'єму рідкого кисню, що потрапив у розплавлений метал. Однак

варто відзначити, що фурми для подачі рідкого кисню у ванну досить складні у виготовленні й обслуговуванні.

В умовах постійного росту цін на енергоресурси однієї з найважливіших проблем є розробка енергоощадних та ресурсо-зберігаючих технологій сталеплавильного виробництва, до якої вітчизняні [37-42] і закордонні [43,44] дослідники відносять також проблему зниження споживання енергоносіїв, зокрема природного газу. В умовах дефіциту й високої вартості природного газу виплавка сталі з допалюванням СО у газах, що відходять, дозволяє [17,33,34, 45-49] знизити витрати природного газу на виплавку сталі (до 18 %).

Однієї з визначальних характеристик ефективності роботи сталеплавильного агрегату є його продуктивність, яка залежить значною мірою від тривалості плавки, яка у свою чергу залежить від тривалості рідкого періоду, а саме від тривалості продування ванни киснем. Тривалість продування ванни киснем у свою чергу залежить від інтенсивності продування (кисневого режиму виплавлення сталі) і ступеню засвоєння кисню ванною сталеплавильного агрегату. Також на виробництво впливає винос пилу [19,50,51] з газами, що відходять з ванни сталеплавильного агрегату, що також впливає на екологічні аспекти виробничого процесу.

По даним авторів роботи [52] у результаті аналізу статистичного матеріалу по роботі сталеплавильних агрегатів ефективним заходом боротьби з пилом вважають зниження температури реакційної зони шляхом введення матеріалів, здатних поглинати частину теплоти, що виділяється при реакціях окиснення заліза і його домішок киснем дуття в реакційній зоні. Для зниження зазначеної температури в реакційну зону вводять: водяний пар, воду, пилоподібну залізну руду й вапно, а також розведене азотом кисневе дуття. У випадку застосування для охолодження реакційної зони води або пари спостерігається значне зниження пилу й зниження вигару металу, однак при цьому погіршується тепловий баланс плавки, знижується ефективність застосування кисню, а також погіршується якість металу.

У роботах [19-21] проведено випробування продування металу за допомогою фурми, що переміщається в площині ванни, а також виконане

дослідження продування ванни при обертанні фурм навколо своєї осі. Ці роботи підтвердили можливість зниження пиловиділення (у два рази), але при цьому значно ускладнюється конструкція агрегатів для подачі кисню в сталеплавильний агрегат.

У роботах [53-56] одним з ефективних напрямків, що дозволяють зменшити пиловиділення при подачі кисню в сталеплавильну ванну, є застосування газокисневого продування, яке здійснюють із використанням газокисневих фурм різних конструкцій, однак недоліком газокисневих фурм внутрішньосоплового змішування є можливість ударів і вибухів при потраплянні кисню або природного газу в тракти для підведення газу й кисню.

Дані робіт [57-62] у частині допалювання СО у робочому просторі агрегату дозволяють припустити про можливість підвищення ефективності процесу виплавлення сталі з урахуванням застосування енергозберігаючих режимів виплавлення сталі при продуванні ванни киснем і зниження пиловиділення.

Виходячи з вищесказаного, ця робота присвячена дослідженню існуючих і пошуку нових шляхів підвищення ефективності й розробки енергозберігаючих режимів виплавлення сталі.

1.2 Загальна характеристика й особливості дуттьових пристроїв для верхнього продування ванни сталеплавильного агрегату киснем

Багаторічна експлуатація сталеплавильних агрегатів з верхнім продуванням [63-70], таких як двохванний сталеплавильний агрегат (ДСА) переконливо показала переваги при плавленні сталі, а саме високу продуктивність, простоту конструкції та експлуатації обладнання. В цей же час з'ясувався і ряд істотних недоліків, до яких можна віднести:

- низьку ефективність перемішування ванни,
- низьку тепловіддачу від факела допалювання СО до ванни;
- нерівномірність теплообміну й температурних полів в об'ємі ванни;

- низьку ефективність допалювання СО у порожнині агрегату;
- переокиснення металу й шлаку;
- підвищене утворення викидів шкідливих речовин у навколишнє середовище;
- низьку стійкість дуттьових пристроїв і футеровки сталеплавильних агрегатів.

Конструктивні особливості й характеристики, дуттьові режими, питання вдосконалювання конструкцій і підвищення стійкості, докладно розглянуті в ранніх роботах [71-72] і сучасних [73-76] джерелах.

Стосовно до конструкцій кисневих фурм, розташованих у склепінні відзначено у [73, 77], що останні повинні забезпечувати не тільки підвищення ефективності продування, але й відповідні умови допалювання СО у робочому просторі з метою поліпшення теплового балансу плавки. Як показують результати роботи [78] теплота, що виділяється при допалювання СО перевищує енерговитрати на нагрівання розплаву і дозволяє зробити період плавлення без додаткової витрати природного газу [79]. Але використання в цьому випадку для допалювання СО кисневих фурм звичайної конструкції (з кутом нахилу сопел до розплаву 30°) має обмежені можливості (низька стійкість фурм, підвищений вплив на склепіння печі, що приводить до його до передчасного прогару). При цьому для компенсування теплових втрат потрібно подавати природний газ [73].

Однією з основних умов підвищення ступеню допалювання СО є організація продування ванни при так званому «згорнутому» («сухому») шлаку. У цьому випадку забезпечується зниження рівня шлакометалевої емульсії і підвищення вільного об'єму газової фази, де й відбувається допалювання оксиду вуглецю. Можливість реалізації такого режиму продування пов'язана з організацією перемішування ванни дуттям, і залежить від кількості й розташування фурм [63, 80, 81], їхньої конструкції, а також теплового й кисневого режиму виплавлення сталі.

На думку більшості дослідників [82-87], збільшення інтенсивності подачі кисню на ванну приведе до зменшення тривалості рідкого періоду,

зменшенню подачі природного газу на плавку й відповідно до збільшення продуктивності агрегату, однак, збільшення інтенсивності подачі кисню на ванну також приведе до значного зношування кисневих фурм і вогнетривів агрегату і практично не впливає на збільшення ступеня допалювання СО [70].

Можливість організації допалювання СО як в об'ємі шлакометалевої емульсії, так і вільному газовому об'ємі агрегату, а також результати вивчення процесу допалювання [88-91] стали приводом для створення цілого ряду конструкцій дуттьових пристроїв, їх наконечників, рекомендацій з ведення плавки.

У роботі [91] до основних конструктивних параметрів наконечників, що визначають технологічні результати експлуатації фурм, слід віднести число, вид, діаметри сопел і кут (кути) їх нахилу щодо осі фурми. Число сопел у голівці звичайно становить від трьох до восьми (частіше шість). Виконуються вони або у формі циліндричних каналів, або мають профіль сопла Лавалю з діаметрами мінімальних перетинів 10-18 мм, розташовані найчастіше симетрично щодо осі фурми.

У роботі [92] описані розробки продувної фурми з тангенціальним розташуванням сопел. При продуванні через фурму такої конструкції поліпшується перемішування металу й шлаків у реакційній зоні, особливо зі збільшенням імпульсу струменів кисню. Зафіксоване скорочення тривалості періодів плавлення й доведення.

У роботі [93] наведені випробування в промислових умовах кисневої фурми із двома плоскощільовими соплами, що мають кут нахилу до вертикальної осі $15-25^\circ$ зі співвідношенням сторін від 1-10 до 1-14, використання якої дозволило знизити питомі витрати палива й кисню, підвищити вихід придатного й зменшити викиди шлаків і металу з печі.

Відомі розробки й промислове застосування [94-96] похилих кисневих фурм. Кут нахилу фурми до горизонталі становить $48-55^\circ$. Особливістю організації продування в цьому випадку є подача дуття через сопла під різними кутами нахилу до поверхні металевої ванни. Зміна способу введення кисню в метал у цьому випадку обумовлює зміну гідродинаміки ванни, внаслідок чого

процеси тепло- і масообміну протікають більш інтенсивно. При нахилі фурми змінюється область її активного теплосприяття. У зв'язку із цим необхідні спеціальні заходи для поліпшення тепловідводу на порівняно великій ділянці фурми. Також, даний спосіб уведення фурми в агрегат призводить до необхідності установки додаткового устаткування.

У роботах [64, 97-101] відзначається перспективність застосування для допалювання CO до CO₂ двох'ярусних, двоконтурних фурм або фурм із використанням спеціальних сопел. Відповідно до [97] використання двох'ярусної фурми забезпечує збільшення CO₂ у газах, що відходять на 27%, але теплота що виділяється при цьому, лише частково засвоюється ванною. Разом з тим, спостерігається значне локальне зношування футеровки агрегату, особливо склепіння [91] і обов'язкова подача природного газу в тверді періоди плавки. Слід урахувати й той факт, що застосування двох'ярусних фурм пов'язано з модернізацією фурмених стендів і значним збільшенням потужності привода переміщення фурми.

У роботі [102] вказано, що застосування кисневих фурм із подвійним кутом нахилу сопел за рахунок тангенціальної складової імпульсу дуттьових струменів, забезпечує цілеспрямоване обертання й інтенсифікацію перемішування ванни. Причому, основна переваги таких фурм полягає не стільки в посиленні перемішування ванни в цілому, скільки в інтенсифікації тепло – і масообмінних процесів у реакційній зоні, у т.ч. у збільшенні витрати циркулюючого через неї розплаву.

Перспективним напрямком при розробці дуттьових пристроїв є розташування сопел для подачі O₂ на допалювання або безпосередньо на зрізі голівки фурми, або поблизу її [35]. Такі варіанти конструкції фурм звичайно називають двоконтурними. Конструкція голівок двоконтурних фурм дозволяє за допомогою центральної групи надзвукових кисневих струменів створити об'єднану реакційну зону інтенсивного виділення CO, а спрямованими дозвуковими кисневими струменями зовнішнього контуру здійснити допалювання CO до CO₂ в «свищевому» потоці газів, що відходять із «відкритої» реакційної зони через шар спіненого шлаку. Передача теплоти від

допалювання СО здійснюється при цьому безпосередньо у розплаві без впливу високотемпературного факела допалювання на футеровку печі.

У той же час використання різних конструкцій двоконтурних фурм [64] дозволяє запобігти пошкодженню елементів ванни й знизити локальне зношування футеровки сталеплавильного агрегату. Але вони мають складну конструкцію при виготовленні й низьку стійкість [103, 104].

Існує цілий ряд дуттьових пристроїв, що дозволяють підвищити ефективність допалювання СО за рахунок зміни конфігурації сопел, їхнього спеціального розташування в голівці для зменшення швидкості витікання потоку й збільшення площі контакту з СО [99, 101]. Так авторами роботи [32] розглянуте застосування кисневих фурм із подвійним кутом нахилу сопел за рахунок тангенціальної складової імпульсу дуттьових струменів, що забезпечують цілеспрямоване обертання й інтенсифікують перемішування ванни.

За даними робіт [105, 106] фурми для продування й допалювання СО можуть бути представлені системою коаксіально розташованих труб, що закінчуються голівкою із блоковим розташуванням сопел, при цьому в центрі кожного соплового блоку голівки виконане сопло Лавалю й довкола нього, по одному серповидному соплу. Однак, таке конструктивне виконання значно ускладнює конструкцію й збільшує витрати на виготовлення обладнання.

Відомі технічні рішення [107], коли закручення газових потоків здійснюють за допомогою завіхрювачів різних типів і модифікацій: шнекових, тангенціальних, зубчастих і ін. Основним недоліком таких фурм є складність виготовлення, пов'язана із проблемою зниження їх стійкості.

Пульсуючу продувку організовують за допомогою газодинамічних модулів різних модифікацій [107, 108]. Однак, дотепер не розроблено досить просте та надійне обладнання, що забезпечує одержання низькочастотних коливань газового потоку, яке задовольняє завданню підвищення ефективності допалювання СО. Такі фурми не знайшли промислового застосування у зв'язку з високою вартістю й низькою стійкістю даного типу фурм у цілому.

У роботі [13] розглядалися фурми з використанням сопел Лавалю, які дозволяють стабілізувати дуттьовий режим, поліпшити процеси шлакоутворення й рафінування металу в конвертері, а також тепловий баланс плавов. Однак, інтенсифікація процесу допалювання монооксида вуглецю в мінливих шихтових і виробничих умовах роботи агрегатів недостатньо ефективна й вимагає додаткових доробок і проведення дослідно-промислових випробувань.

У роботі [97] показано, що коефіцієнт допалювання СО залежить від витрати кисню, а також висоти положення фурми. При збільшенні висоти фурми коефіцієнт допалювання СО збільшується до 100 %. При цьому в даній роботі відзначається, що зниження даного коефіцієнту відбувається при підвищенні температури ванни й зменшення змісту в ній вуглецю.

Дослідження [109] з вивчення процесу допалювання газів, що відходять, визначають ефективність процесу коефіцієнтом допалювання СО над ванною, який характеризується кінцевим вмістом СО і CO_2 в газах, показали, що він у різні періоди продування змінюється від 45-60 до 100%. При цьому зондування по перетину потоку показало, що концентрація O_2 різко знижується в міру віддалення від осі потоку, СО незначно зростає по радіусу, а кількість CO_2 монотонно збільшується, особливо в поверхневому шарі потоку. Збільшення коефіцієнта допалювання в міру підйому фурми над розплавом в [36] пояснюється тим, що збільшення довжини потоку приводить до зростання кількості інжектowanego потоку монооксида вуглецю.

Незважаючи на переваги використання для сталеплавильних агрегатів, що працюють при підвищеній інтенсивності продування (до 50000 $\text{м}^3/\text{год}$), багатоканальних дуттьових пристроїв зі збільшеним числом сопел, різноманітних багатоцільових конструкцій двох'ярусних [91] і двоконтурних фурм, як правило, у повсякденній практиці застосовуються фурми з 4...6 соплами через простоту конструкції і відносно низькі витрати на їхнє виготовлення.

Варто відзначити, що дуже часто виконані дослідження конструкцій дуттьових пристроїв проводяться тільки в лабораторних і напівпромислових

умовах і не можуть однозначно рекомендуватися до промислового впровадження.

У роботах [108, 110-116] відзначено, що наявні розробки й дослідження в області вдосконалювання й оптимізації дуттьових режимів і пристроїв сталеплавильних агрегатів носять, як правило, не промислово-застосовний характер. Наведені технічні рішення не завжди зручні для практичного використання. При цьому рекомендується при розв'язку завдань оптимізації дуттьового режиму виплавлення сталі використовувати комплексний підхід, що включає визначення критеріїв оптимізації (таких як інтенсивність і тривалість продування), встановлення основних функціональних зв'язків між ними й параметрами дуттьового режиму плавки.

При цьому, аналіз найбільш відомих дуттьових режимів з допалюванням СО у практиці застосування на сталеплавильних агрегатах показав, що перспективним є спосіб допалювання СО струменями O_2 таким чином, щоб струмені допалювання попадали на поверхню металу в зоні продування переважливо на поверхню (між лунками й навколо їх) вторинної реакційної зони, де спостерігається найбільший об'єм виходу з ванни монооксида вуглецю.

Проаналізувавши увесь обсяг вищенаведених джерел можна сказати, що на сьогоднішній день відсутні однозначні відомості щодо оптимальних витрат O_2 і природного газу [91], немає однозначних рекомендацій щодо вибору конструкції, оптимальної витрати кисню, який подається на продувку й допалювання СО і раціональної висоти розташування кисневих фурм, розташованих у склепінні. При цьому варто відзначити, що тип дуттьового обладнання [74] суттєво впливає на теплову роботу агрегату.

Аналіз матеріалів відомих досліджень підтверджує необхідність вдосконалення конструкцій кисневих фурм. При цьому комбінування вже відомих конструктивних рішень дозволить поєднати переваги відомих конструкцій і підвищити ефективність допалювання газів, що відходять, у робочому просторі агрегату при поліпшенні теплового балансу плавки.

1.3 Загальна характеристика реакційних зон при продуванні ванни сталеплавильного агрегату

У роботі [117] експериментально встановлене, що дисоціація CO_2 після допалювання CO у струмені O_2 проходить по реакції



наступає при температурі більш 2000 К в системі метал-шлак-газ. Тому представляється доцільним здійснювати допалювання CO киснем поза зоною безпосереднього впливу струменів O_2 на метал.

Згідно [15, 29] забезпечення необхідної форми кисневих струменів у зоні продування (рис. 1.1) створює не тільки найкращі умови по допалюванню CO над ванною, але й сприяє мінімальному виходу із зони продування пилу й бризок, а також приводить до прискорення процесів шлакоутворення.

У роботах [32, 35, 36] відзначається, що мають місце режими допалювання CO струменями O_2 при продуванні ванни в об'ємі спіненого шлаку за межами реакційної зони (рис. 1.2). У цих умовах, створювана над зоною продування система із O_2 і потоку газів, що відходять, забезпечує допалювання CO до CO_2 і передачу теплоти ванні в об'ємі спіненого шлаку, що усуває небажаний ефект теплового випромінювання струменями допалювання на робочий шар футеровки й склепіння агрегату.

Стосовно до процесів по даній проблемі [10, 27] більшість питань теорії й практики залишаються ще недостатньо вивченими. Важливим при цьому є розв'язок питань, що ставляться до структури й стану реакційної зони в умовах застосування продування ванни O_2 з використанням фурм різних типів [65] при підвищеній інтенсивності продування. Принциповими є знання по зміні рівня спіненої ванни, особливо в умовах застосування режимів допалювання CO у струменях O_2 при використанні нових типів фурм. Характерним для продування ванни сталеплавильного агрегату [54] киснем (рис. 1.2) є наявність у зоні продування навколо корпусу фурми великих газових порожнин («свищів») з канальним виходом газів CO и CO_2 , що утворюються з реакційної

зони з утворенням проміжного шару (рис. 1.2, поз. 4) на границі шлак-метал і зверху над зоною продування емульсії газ-шлак-метал.

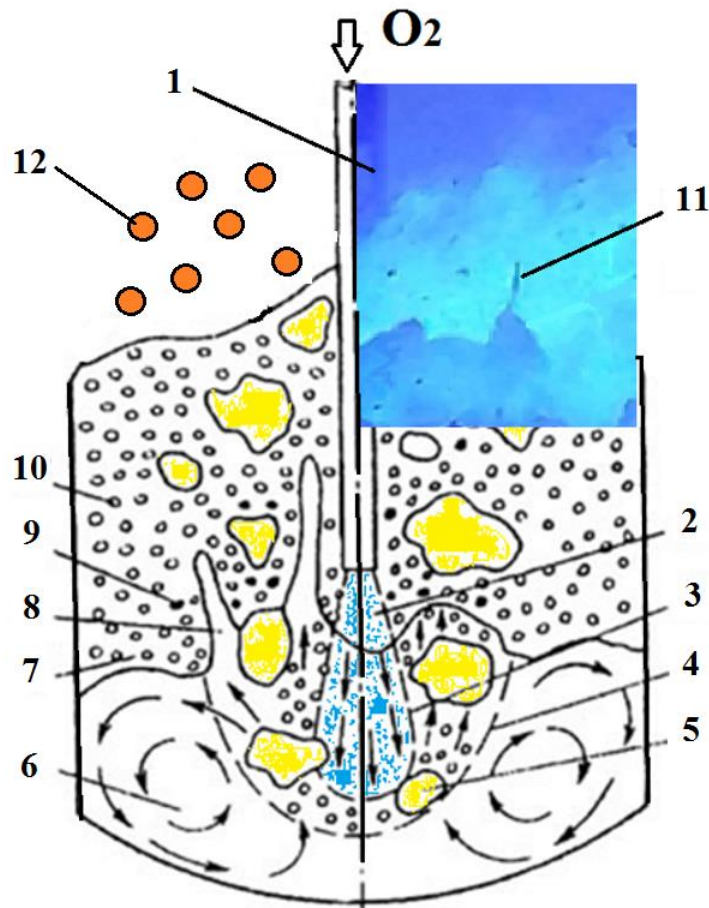


Рисунок 1.2 Схема й фото робочого простору печі під час продування розплаву (металу й шлаку) киснем зверху: 1 – фурма; 2 – струмінь кисню; 3 – границя першої реакційної зони; 4 – границя другої реакційної зони; 5 – бульбашки, заповнені продуктами окиснення вуглецю; 6 – турбулентні області розплаву; 7 – метало-шлакова емульсія й шлак; 8 – сплески металу; 9 - 10 – краплі металу – корольки; 11 – сплески метало-шлакової емульсії; 12- бурий дим

В умовах високої інтенсивності продування ванни сталеплавильного агрегату ще більш ускладнюється структура реакційної зони [118, 119, 120] продування (рис. 1.3, 1,4), яка складається з високотемпературної первинної реакційної зони, у якій відбувається згоряння об'ємів металу що підсмоктується, його компонентів та CO у кисневому потоці, і зовнішньої вторинної зони, де протікає окиснення основної частини вуглецю й інших домішок металу за рахунок продуктів первинної реакції (окислів заліза) .

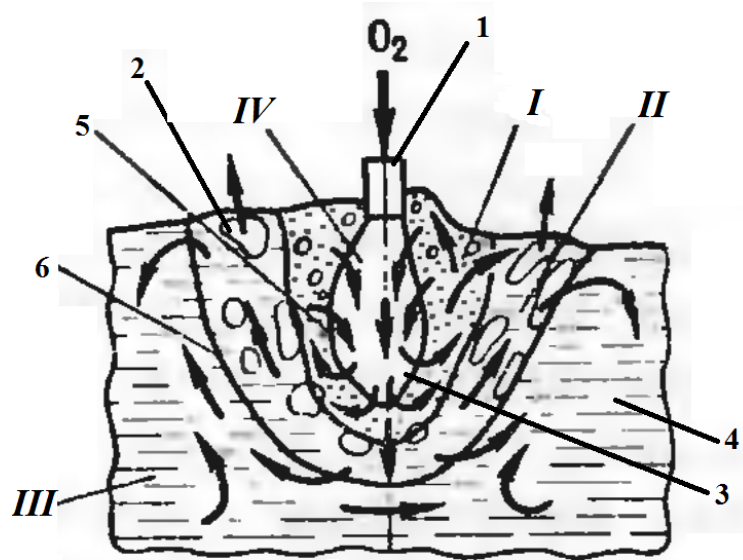


Рисунок 1.3 Схема взаємодії верхнього зануреного кисневого струменя з розплавом і структура факела кисневого струменя при продуванні розплаву: 1 — фурма; 2 — великі спливаючі газові бульбашки 3 — "свищі"; 3 — факел дуття; 4 — металевий розплав; 5 - границя зон підвищених температур; 6 — границя зон факела; I, II, III, IV – зони продування

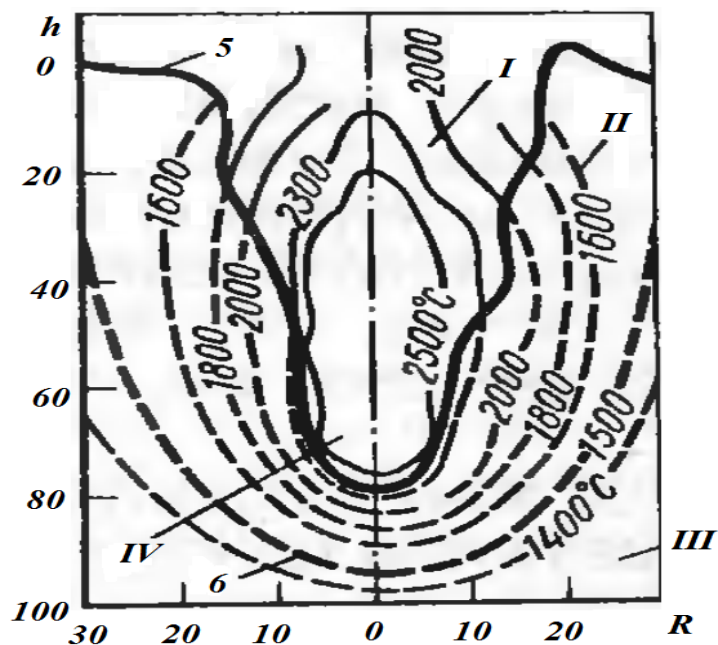
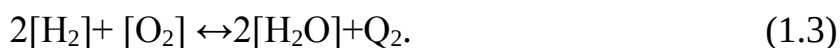
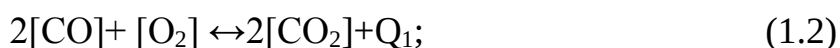


Рисунок 1.4 Ізотерми факела дуття в умовах верхнього кисневого продування розплаву. Пунктир — ізотерми в розплаві, суцільні лінії — ізотерми в газовій фазі; I, II, III, IV – зони продування; пунктир – ізотерми в розплаві, суцільні лінії – ізотерми в газовій фазі ($R = \frac{R_x}{d_0}$, де R_x – радіус лунки, d_0 – діаметр сопла)

У результаті вторинних реакцій із зони продування виділяються їхні продукти CO і CO₂. Причому, у період недостатньо інтенсивного окиснення вуглецю вихід газів із зони продування відбувається періодичними проривами, а при високій інтенсивності зневуглецювання металу вихід газів і пилу відбувається через постійно існуючі «свищі».

У газовій фазі агрегату хімічні процеси допалювання CO і частково H₂ можуть бути зведені до системи, яка складається [117] із двох оборотних реакцій горіння, тобто



Реакції горіння CO і H₂ у струменях O₂ ідуть до настання хімічної рівноваги. Потім під час горіння виділяється теплота Q₁ і Q₂, яка нагріває продукти реакцій H₂O і CO₂ до тієї температури, при якій проявляються реакції дисоціації CO₂ і H₂O, що приводить до поглинання певної кількості теплоти.

Аналіз робіт [19,121,125] показує, що зі збільшенням у газовій фазі сталеплавильного агрегату концентрації водню з меншою теплотворною здатністю, ніж у CO (Q₂ < Q₁) температура горіння газів підвищується. Це пояснюється відомими термодинамічними закономірностями [126] протікання реакції горіння CO і H₂ – розвиток ендотермічних реакції дисоціації H₂O починається при більш високих температурах, ніж реакція дисоціації CO₂.

Механізм взаємодії кисневих струменів з розплавом за даними [64, 65, 142] в загальному випадку можна представити у вигляді такої моделі руху рідини у ванні (рис. 1.2).

В умовах продування ванни киснем утворюється складна гідродинамічна картина (рис. 1.2) взаємодії в системі метал-шлак-газ [127]. При цьому, у сталеплавильному агрегаті можна виділити ряд основних зон, на які можна розділити об'єм ванни при продуванні струменями O₂: зона металу, реакційна зона продування, зона шлаків, емульсія метал-шлак-газ, що відходять.

Кожна із цих зон характеризується реакціями, що протікають у них. У зоні газів, що відходять із ванни, формується кінцева сполука газової фази й технологічного пилу перед виходом з агрегату.

Відповідно до рисунку 1.2 кисневі струмені 2, проникаючи в розплав, утворюють локальні реакційні зони з характерним розподілом температур, швидкостей і концентрацією, а в робочому просторі ванни досить чітко можна виділити узагальнену зону продування з прилеглими безпосередньо до реакційних зон ділянками металу і периферійну зону розплаву, яка не переміщується.

Поширюючись по поверхні реакційних зон кисневі струмені взаємодіють з розплавом, створюючи спрямований його рух у ванні. В узагальненій зоні продування рідина рухається вгору, захоплюючись спливаючими бульбашками монооксиду вуглецю і надалі розповсюджується у ванні з утворенням уздовж стін ванни периферійних потоків [128].

Також варто відзначити, що при різних діаметрах сопел фурми в зоні продування за рахунок різної величини динамічних напорів кисневих струменів відбувається витіснення різних обсягів металу з кожної реакційної зони, з розвитком відцентрових сил і обертального руху розплаву в напрямку динамічного напору, який зменшується.

Аналіз робіт [74, 129-139, 140] показує наявність досить численних і різноманітних характеристик, які застосовуються для опису впливу газових струменів на геометрію реакційних зон. У той же час неважко показати, що більшість характеристик може бути зведене до однієї - критерію Архімеда. При цьому можна виділити одноструменеве [69, 118] і багатоструменеве [7, 13, 36, 65, 120] види продування.

Відомо [18, 22, 141-144], що макроциркуляція рідини в реакційній зоні визначається газодинамічним напором струменя газу, і, залежить від швидкості витікання й витрати кисню й, відповідно, діаметрів сопла, при цьому передбачається, що для різних сопел динамічний напір кожного одиночного струменя прямо пропорційний площі перетину відповідного сопла. Ґрунтуючись на результатах, наведених у роботах [19-22], які показали

високу збіжність теоретичних і експериментальних даних, рух розплаву, який перемішується в поверхневому шарі зони продування будемо розглядати як осесиметричну течію нестисливої рідини. Для випадку продування фурмою, що перебуває над поверхнею розплаву, форму реакційної зони взаємодії кисню з розплавом можна задати як параболоїд обертання.

Спосіб верхнього продування сталеплавильної ванни через фурму з розосередженим впливом на розплав кисневих струменів рівного імпульсу не позбавлений недоліків. Як відомо [143], для забезпечення спокійного ходу рафінування при належному шлакоутворенні й відсутності інтенсивних викидів або виносів необхідно організувати оптимальний перерозподіл кисню, що вдувається, при реакції з металом і шлаком. Що досягається шляхом встановлення постійної витрати кисню й багаторазовою зміною в ході продування висоти фурми над ванною [31].

Відповідно до [31] у початковий період продування встановлюється найвище положення фурми, що дозволяє інтенсифікувати процес розчинення вапна й формування шлаку при його подальшому ступінчатому зниженні до робочого рівня після закінчення 20-25% часу продування з метою інтенсифікації розчинення лома, процесів знеуглецювання й перемішування ванни.

При цьому на початку продування кожний з кисневих струменів утворює окремий кратер, відкритої форми [144, 145], по поверхні якого під дією відбитого потоку газу рухаються кільцеподібні хвилі, які в момент наближення до краю кратера зриваються в простір над ванною у вигляді дрібних крапель. По мірі збільшення тиску струменя на ванну підсилюється процес турбулізації [146,148] стінок кратера з утворенням бризок металу, що виникають як у внутрішній порожнині кратера, так і на його периферії при руйнуванні сплесків, спрямованих в основному назустріч кисневому потоку. Внаслідок різного тиску окремих кисневих струменів на ванну, виникають різні розміри кратерів і інтенсивність турбулізації стінок останніх.

З робіт [128, 129] встановлено, що крім параметрів конструкції фурми на показники процесу виплавлення сталі в агрегаті, у т.ч. і на показники

допалювання СО до СО₂, вплив здійснюють параметри стану системи: температура в зоні продування, зміст вуглецю в металі й інші фактори.

Як випливає з даних робіт [127, 130] організація допалювання СО струменями О₂ дозволяє значну частину теплоти передавати шлаку, що перемішується, і металу, що в істотній мері знижує температуру газів, що відходять, зі сталеплавильного агрегату. Емульгований стан зони метал-шлак-газ і наявність у ній газових порожнин [131, 132] і «свищів» (рис. 1.2) дозволяє уявити про можливість здійснення режиму ефективного допалювання СО при взаємодії потоку О₂ з розплавом.

На рисунку 1.4 наведені літературні дані [119] по розподілу температурних полів у зоні впровадження кисневих струменів в метал і поза реакційними зонами продування.

У період інтенсивного знеуглецювання металу у ванні протікає процес з утворенням великої кількості бульбашок і великих об'ємів СО (рис. 1.2). При цьому бульбашки СО виходять із вторинної зони продування (рис. 1.3) з утворенням свищів і каналців у газошлаковому шарі ванни.

Саме на цій ділянці об'єму емульсії газ-метал-шлак на думку авторів [21, 134] слід сфокусувати увагу й організовувати раціональний тепловий режим і найбільш оптимальну інтенсивність подачі кисню, що дозволить підвищити ступінь допалювання основного об'єму СО при виході його з реакційної зони продування й інтенсифікувати процеси тепловіддачі й теплопереносу у ванні.

Для розв'язку поставлених завдань доцільним є проведення ряду експериментів у виробничих умовах на 250-т сталеплавильному агрегаті (ДСА) ПАТ «Запоріжсталь». При цьому необхідним є визначення оптимальних умов масообміну між потоком газів, що відходять із зони продування агрегату і зустрічними струменями кисню, що дозволяють інтенсифікувати, допалювання потоку СО в умовах горіння газу в струменях кисню, підвищити тепловіддачу від факелів допалювання до шлаку і металу, знизити зношування футеровки й зменшити винос пилу зі сталеплавильного агрегату [135].

ВИСНОВКИ ДО РОЗДІЛУ 1

1. На сьогоднішній день відсутні однозначні відомості щодо оптимальних витрат O_2 , що подається на продувку й допалювання CO , немає однозначних рекомендацій щодо вибору конструкції фурм і раціональної висоти їх розташування. При цьому варто відзначити, що тип дуттьового обладнання суттєво впливає на теплову роботу агрегату.

2. Аналіз матеріалів відомих досліджень підтверджує необхідність розробки нових конструкцій кисневих фурм. Комбінування вже відомих конструктивних рішень дозволить поєднати переваги відомих конструкцій і підвищити ефективність допалювання газів, що відходять, у порожнині агрегату при поліпшенні теплового балансу плавки.

3. На основі аналізу існуючих дуттьових пристроїв, методів і режимів допалювання CO у ванні сталеплавильного агрегату сформульовані етапи дослідження даної роботи.

РОЗДІЛ 2

ДОСЛІДЖЕННЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗОНИ ПРОДУВАННЯ ВАННИ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО АГРЕГАТУ ГАЗОВИМИ СТРУМЕНЯМИ

2.1 Чисельно-аналітичне дослідження зони продування струменями з різними гідродинамічними й теплофізичними характеристиками

Підвищення ефективності допалювання СО багато в чому залежить від конструкції і типу дуттьового пристрою в сталеплавильному агрегаті.

З метою підвищення ефективності допалювання СО необхідно визначити раціональну конструкцію дуттьового пристрою шляхом виконання чисельно - аналітичного дослідження цього процесу [4, 136, 141] з кількісною обробкою даних.

У відповідності з поставленими завданнями досліджували особливості теплообмінних процесів і циркуляції розплаву в зоні продування (рис 1.2) в залежності від наступних характеристик дуттьового пристрою: діаметр сопел, кути їх нахилу, положення фурми над поверхнею розплаву.

Різний тиск кисневих струменів на ванну, обумовлений зміною вихідних діаметрів сопел, висоти фурми і динамічного напору дуття, призводить до істотної зміни форми і розмірів реакційної зони, що утворюється, а також характеру перерозподілу і інтенсивності надходження кисню в металеву і шлакові фази [35], що в свою чергу призводить до різного ступеня допалювання СО в розплаві. При цьому можуть виникати украй небажані явища в ході продування з надмірно «м'яким» або надмірно «жорстким» впливом кисневих струменів на ванну й розвитком відповідних несприятливих явищ у вигляді викидів або виносів.

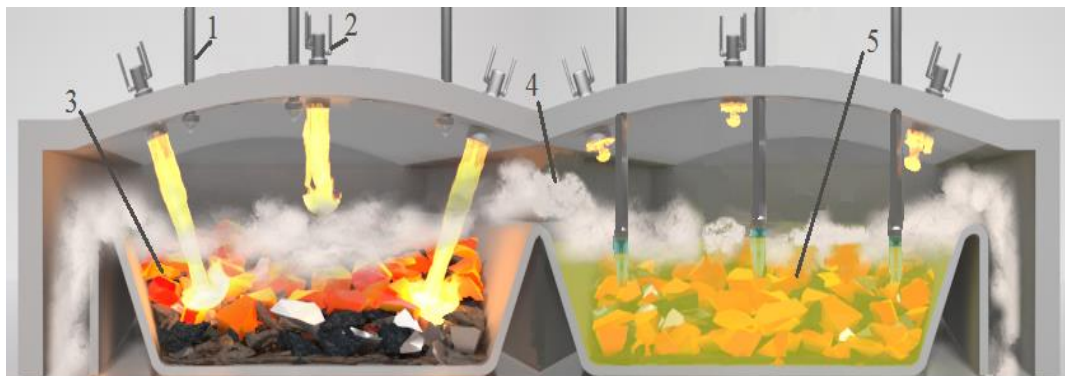
У даних умовах для забезпечення сприятливого режиму продування при збільшенні ступеня допалювання СО доцільно організувати додатковий перерозподіл кисню, що вдувається, на реакції в металевій і шлакових фазах у межах самої реакційної зони, що утворюється при взаємодії кисневих струменів з металом при можливо менших маніпуляціях положенням фурми

[31]. Такий варіант продування можна реалізувати струменями з різним динамічним напором при використанні кисневої фурми із соплами змінного перетину й різними кутами нахилу.

Дослідження процесів допалювання СО у струменях O_2 проводилися в промислових умовах при проведенні балансових плавок на 250-т ДСА (рис. 2.1).



а)



б)

Рисунок 2.1 Фото (а) та класична схема опалення (б) ДСА: 1 – киснева фурма, 2 – газовий пальник; 3 – металевий лом, 4 – потік відходячих газів, 5 – розплав після заливання чавуну (лом + рідкий чавун)

Піч працює наступним чином: в одній ванні (гарячій) відбувається плавлення і доведення з інтенсивною продувкою металу киснем, а в другій ванні (холодній) в той же час йде завалка і прогрів твердої шихти. Гази з гарячої частини печі направляються в холодну і складаються до 35% з оксиду вуглецю [19]. У холодній частині печі CO допалюється до CO_2 і за рахунок теплового потоку, який виділяється, та здійснюється нагрів твердої шихти. Кількість теплоти, якої недостає для процесу нагрівання, компенсується подачею природного газу через пальники, встановлені в склепінні печі, з витратою природного газу в тверді періоди плавки 300-350 м³/год, а в рідкі - 100-200 м³/год (Додаток А.1).

Коли сталь із першої ванни випускають, то в другу ванну заливають рідкий чавун. Після заливання чавуну відразу починають продувку ванни киснем. Закінчується продувка за 5-7 хвилин до випуску. З випуском металу з першої ванни цикл плавки закінчується й починається новий. У той же час за допомогою перекидних шибєрів змінюється напрямок руху газів. Тепер колишня холодна ванна стає гарячою. Першу ванну заправляють і роблять завалку шихти, і цикл повторюється.

ДСА повинен працювати таким чином, щоб була рівність холодного й гарячого періодів, що протікають одночасно в різних ваннах (рис. 2.2). Холодний період складається з випуску, заправлення, завалки, прогріву, заливання чавуну; гарячий період – з плавлення й доведення. Наприклад, для печі із садкою кожної ванни 250 т загальна тривалість плавки становить 3,5 - 4 год, кожний період триває по 1,75-2 год. Метал випускається також через кожні 1,75-2 год. Розкислення сталі, роблять у ковші.

Метал продувають киснем у кожній ванні через дві–три кисневі фурми з інтенсивністю 5000-7000 м³/год. Кожна ванна агрегату обладнана кисневими фурмами й газо-повітряними пальниками, які встановлені у склепінні. Пальники необхідні для сушіння й розігріву печі після ремонтів, а також для подачі додаткового технологічного палива в піч по періодах плавки. Регенератори в печі відсутні.

ДСА працює на технічному кисні, повітря подається тільки на горіння природного газу в кількості 3300-3850 м³/год у тверді періоди плавки, і 1100-2200 м³/год у рідкі. Холодна ванна печі акумулює тепло газів, що залишають гарячу ванну печі з температурою до 1700°C.

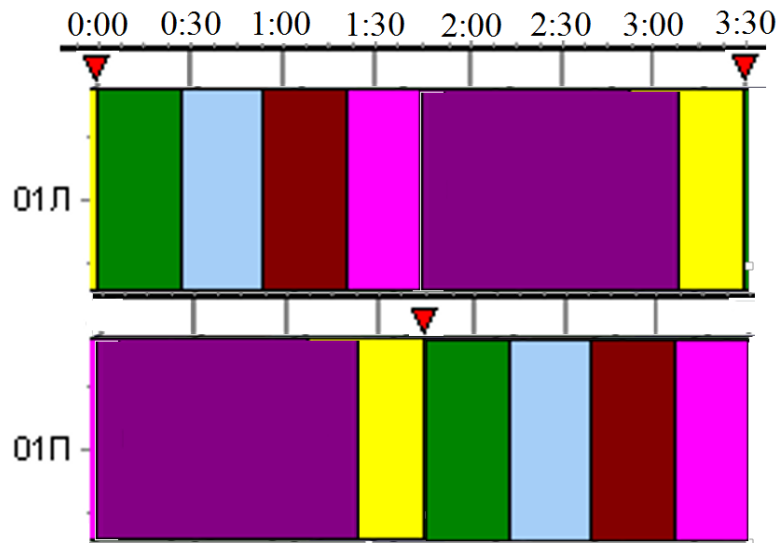


Рисунок 2.2 Схема синхронності роботи ДСА по періодах плавки: 01 Л- ліва ванна; 01 П- права ванна; ▼-початок (закінчення плавки), ■- заправлення, ■ - завалка, ■ - прогрів, ■ - заливання, ■ - плавлення, ■ - доведення

Димові гази, що залишають робочий простір печі з температурою близько 1500 °С, надходять по вертикальному каналу в шлаковик, у якому проохолоджуються водою до температури 900–1000°C, а потім направляються в боров. У борові за рахунок підсмоктування холодного повітря відбувається подальше зниження їх температури до 700 °С.

На ДСА існує дефіцит теплоти, еквівалентний 50-100 % теплового ефекту спалювання оксиду вуглецю [19].

Теплова робота сталеплавильного агрегату в умовах високоінтенсивної продування (1800 м³/год й більше) ванни киснем визначається не тільки умовами взаємодії зон генерації теплоти й технологічного процесу, але й у значній мірі залежить від характеру руху газових потоків із зони продування сталеплавильного агрегату, інтенсивності допалювання оксиду вуглецю в різних умовах ванни по ходу плавки.

На першому етапі роботи проведені дослідження особливостей поведінки реакційної зони при верхньому продуванні ванн ДСА ємністю 2*250 т через фурми, голівки яких обладнанні соплами змінного перетину й різними кутами нахилу.

Відповідно до прийнятих допущень і керуючись [143, 149] модель циркуляції розплаву у верхньому шарі зони продування відповідає потоку, який виходить при злитті в одну крапку джерела й стоку рідини рівної витрати, а рух рідкого металу в зоні продування можна представити, як циркуляцію розплаву конвекційними потоками, обумовлену теплофізичними й технологічними процесами в реакційній зоні.

При цьому на ступінь допалювання СО істотно впливає ступінь взаємодії кисневого струменя з розплавом і обсягами СО, що виділяються з розплаву.

Ступінь впливу струменя кисню оцінюється на підставі величини глибини лунки, а робота реакції зневуглицювання - діаметром реакційної зони (зони взаємодії струменя кисню з розплавом) при порівнянні даних величин в однакові відрізки часу. На інтенсивність перемішування ванни сталеплавильного агрегату (ДСА) впливає ступень взаємодії кисневого струменя і робота реакції зневуглицювання.

Досліди проводили при різній висоті положення фурми над розплавом.

З метою визначення раціональних характеристик кисневої фурми, для підвищення ступеня допалювання СО і досягнення найкращого тепломасообміну в сталеплавильній ванні виконано визначення раціональних діаметрів і кутів нахилу сопел кисневої фурми до поверхні розплаву.

Для дослідження впливу зміни параметрів кисневого режиму виплавлення сталі (режиму продування) на форму й розміри реакційних зон використовували режими роботи й параметри роботи ДСА.

На ДСА для подачі O_2 над зоною виходу СО використовували три фурми на кожній ванні із багатосопловими голівками (6 сопел з різними кутами нахилу до осі фурми). Кисень і природний газ подавалися з мережного

колектора, а їх тиск і витрати визначалися по манометрах і витратомірам, а також витрати фіксувалися в електронній системі комбінату ПАТ МК «Запоріжсталь» «АСКТЕР». Температуру газових потоків вимірювали безупинно по діаграмі і дискретно термopарами.

Для одержання інформації по всім параметрам, які контролювалися під час проведення експериментів використовували прилади й устаткування, встановлені на виробничій ділянці та пульті керування сталевара. Перелік та характеристики усіх приладів, які використовувалися в даній роботі приведено у таблиці Е.1 Додатку Е.

Проби металу, шлаку, газу й пилу відбирали по ходу процесу продування металу киснем з урахуванням застосування різних режимів допалювання СО, як з використанням базових, так і експериментальних фурм із наступним їхнім хімічним аналізом.

У роботі для оцінки й добору раціональної конструкції дуттьового пристрою використовували метод гідродинамічної подоби з визначенням безрозмірної величини - критерію К, що враховує відношення глибини лунок (h_л) до діаметра реакційної зони (D_{рз}).

Примітка: Раціональні характеристики - характеристики об'єкта, що відповідають заданим ключовим параметрам (умовам), досягнення (виконання) яких приведе до поліпшення техніко-економічних показників об'єкта дослідження.

$$K = \frac{h_l}{D_{pz}} = \text{idem} \quad (2.1)$$

Конструкція головки дуттьового пристрою, використовуваного на ДСА ПАТ «Запоріжсталь» із соплами діаметром 15 мм і кутами нахилу 30° зображена на рисунку 2.3.

Схема взаємодії кисневих струменів дуття з поверхнею металу в зоні продування ванни киснем для стандартної шостисоплової фурми з рівними діаметрами отворів і рівними кутами нахилу всіх струменів до поверхні зображена на рисунку 2.4

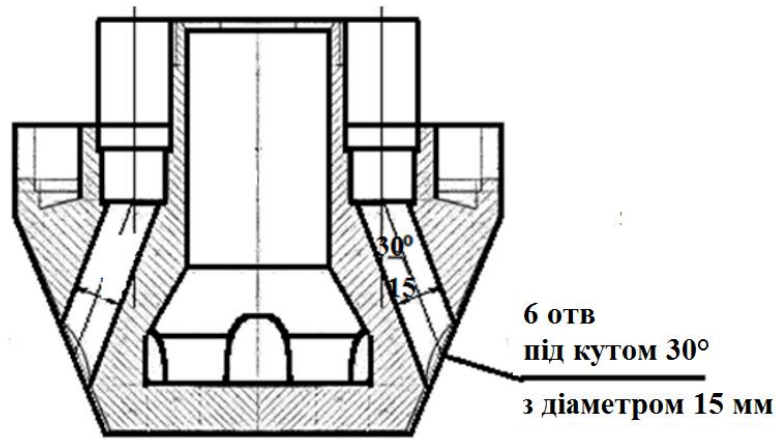


Рисунок 2.3 Конструкція головки дуттьового пристрою ДСА із соплами діаметром 15 мм і кутами нахилу 30°

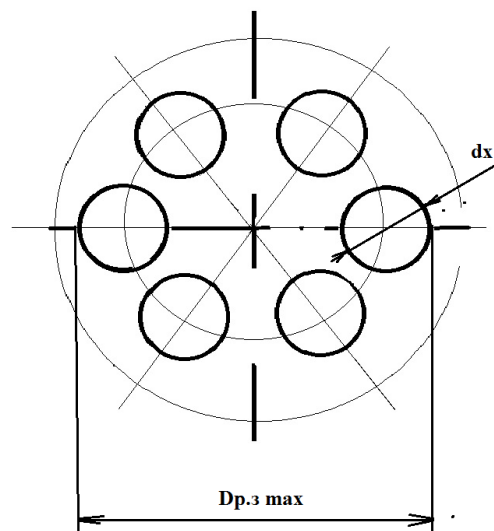


Рисунок 2.4 Схема взаємодії кисневих струменів дуття з поверхнею металу в зоні продування ванни ДСА киснем для стандартної шостисоплової фурми з рівними діаметрами сопел і рівними кутами нахилу всіх струменів до поверхні

Відповідно до методики, наведеної в [70, 128] виконані розрахунки [147] основних характеристик дуттьового пристрою.

Основні варіанти дослідних фурм наведено в таблиці 2.1, при різному діаметрі отвору сопла (d_0 від 12 до 15 мм), різних кутах їх нахилу до вертикалі (α від 10° до 50°) і при почерговій комбінації кутів нахилу та діаметрів. Висота фурми над ванною змінювалась в межах від 0,1 до 0,3 м. Інтенсивність продування становила $2300 \text{ м}^3/\text{год}$ ($0,64 \text{ м}^3/\text{с}$).

Таблиця 2.1

Основні варіанти дослідних фурм

№ п/п	Тип фурми	Вихідний діаметр сопла ($d_{\text{вих}}$), мм	Кут нахилу сопла до вертикалі (α_1 , α_2), град
1	Шостисоплова	12; 13; 14; 15;	10
2		12; 13; 14; 15;	20
3		12; 13; 14; 15;	30
4		12; 13; 14; 15;	40
5		12; 13; 14; 15;	50
6	Шостисоплова, почергове розташування сопел	12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	10*20
7		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	10*30
8		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	10*40
9		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	10*50
10		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	20*20
11		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	20*30
12		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	20*40
13		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	20*50
14		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	30*30
15		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	30*40
16		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	30*50
17		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	40*40
18		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	40*50
19		12; 13; 14; 15; 12/13; 12/14; 12/15	50*50

Довжину струменя газу від сопла до поверхні рідини знаходили по формулі:

$$L_c = \frac{H_{\Phi}}{\cos \alpha}. \quad (2.2)$$

Потужність перемішування ванни бульбашками СО дорівнює роботі архімедових сил при спливанні бульбашок. Чисельне значення критерію Архімеда при утворенні лунок на поверхні металу знаходили по відомій формулі:

$$Ar = \left(\frac{\rho_{\Gamma}}{\rho_{\text{ж}}} \right) * \left(\frac{U_{\text{ж(х)}}^2}{g * d_0} \right). \quad (2.3)$$

Максимальну швидкість на осі струменів на рівні входу їх в рідину визначали по формулі Г.І. Абрамовича [128, 148]:

$$U_{ж(x)} = U_0 * 0.96 * (d_0/2)/(a_0 * L_c), \quad (2.4)$$

де a_0 – коефіцієнт по [148] приймається = 0,07;

Початкову швидкість струменя на виході із сопла розраховували згідно [123] по залежності:

$$U_0 = \varphi \sqrt{2 * \frac{k}{k-1} * p_{O_2} * v_{O_2} * (1 - (\frac{p_\infty}{p_{O_2}})^{(k-1)/k})}, \quad (2.5)$$

де k – для кисню по [149] приймається 1,4;

φ - коефіцієнт по [149] приймається 0,96-0,97.

Імпульс газу (H) розраховували по відомі залежності:

$$i_{O_2} = U_{ж(x)} * \rho_\Gamma * I_{O_2}. \quad (2.6)$$

Коефіцієнт проникнення струменів в рідину, за даними робіт [27, 70] дорівнює:

$$N_p = \frac{1}{(1,43 * Ar^{0,4})}. \quad (2.7)$$

Діаметр плями продування на поверхні рідини розраховували за даними [19] по формулі:

$$d_x = \left(\frac{U_0}{U_{ж(x)}} \right) * d_0 * \left(\frac{\rho_\Gamma}{\rho_{\Gamma(x)}} \right)^{0,5}. \quad (2.8)$$

Радіус плями продування на поверхні рідини розраховували по формулі:

$$r_m = d_x/2. \quad (2.9)$$

Важливим параметром реакційної зони при продуванні ванни сталеплавильного агрегату киснем є її діаметр ($D_{p.з.}$), площа поверхні зони продування ($S_{p.з.}$) і глибина заглиблення струменів дугтя (h_d) у метал [149].

Площа поверхні зони продування за даними роботи [168, 170]:

$$S_{p.з.} = 1,2 * \pi * d_x * \sqrt{d_0^2 * (\sqrt{Ar})^2 + (d_x/2)^2} * m. \quad (2.10)$$

Реакційна зона продування визначається діаметром. У цій зоні в основному протікає реакція зневуглецювання металу, з виділенням максимальної кількості монооксида вуглецю.

Діаметр реакційної зони продування згідно [166] рівний:

$$D_{p.z.} = d_0 * (1 + 0.67 * Ar_x^{0,425}), \quad (2.11)$$

В умовах, коли струмені на рівні ванни не перетинаються один одним, сумарна площа реакційної зони згідно [150, 166, 167, 169] дорівнює сумі реакційних зон від кожного струменя.

$$D_{p.z.} = \sum m * D_{p.z.i} \quad (2.12)$$

Глибину лунок ($h_{л.}$) визначаємо по формулі Б.Л. Маркова [150], яка встановлює взаємозв'язок між глибиною лунки в металі, довжиною струменя дуття й потоком імпульсу дуття:

$$h_{л.} = \frac{I_{O_2}}{(\rho_{ж*g})^{1/3}} * 3.25 * e^{-\frac{0.21*Lc}{I_{O_2}} \frac{I_{O_2}}{(\rho_{г*g})^{1/3}}}. \quad (2.13)$$

Результати розрахунків зведені в Додаток Є (табл. Є.1, Є.2).

На підставі отриманих результатів виконаний аналіз, у відповідність із яким були виготовлені експериментальні зразки наконечників фурм, при використанні яких проведений ряд дослідних балансових плавок.

У ході експериментів отримані розрахункові результати порівнювали з дослідними даними, отриманими при проведенні дослідно-промислових випробувань. З аналізу таблиці Є.1 видно, що при збільшенні діаметрів сопел у фурмі для збереження постійності загальної витрати газу зменшується швидкість газу, і відповідно спостерігається зниження швидкості руху й інтенсивності циркуляції рідкого металу, при цьому збільшується діаметр реакційних зон, формованих при впливі на розплав струменів газу. Однак, при цьому зменшується глибина лунки.

Відповідно, для забезпечення найбільш ефективного процесу тепло- й масопереносу в досліджуваному агрегаті, необхідно підбирати такі кути нахилу й діаметри сопел, щоб забезпечити мінімальне значення критерію К. Тому що величини глибини лунки й діаметра реакційної зони є найбільш раціональними при мінімальному значенні критерію К.

За результатами розрахунків визначено, що при використанні фурм із соплами різного діаметра й різними кутами нахилу до поверхні розплаву, як і слід було сподіватися, утворюються різні зони взаємодії з металом. Газові струмені, що впроваджуються в металевий розплав, різного динамічного напору при однакових і порівнянних режимах дуття утворюють реакційні зони різної глибини й діаметра (рис. 2.5).

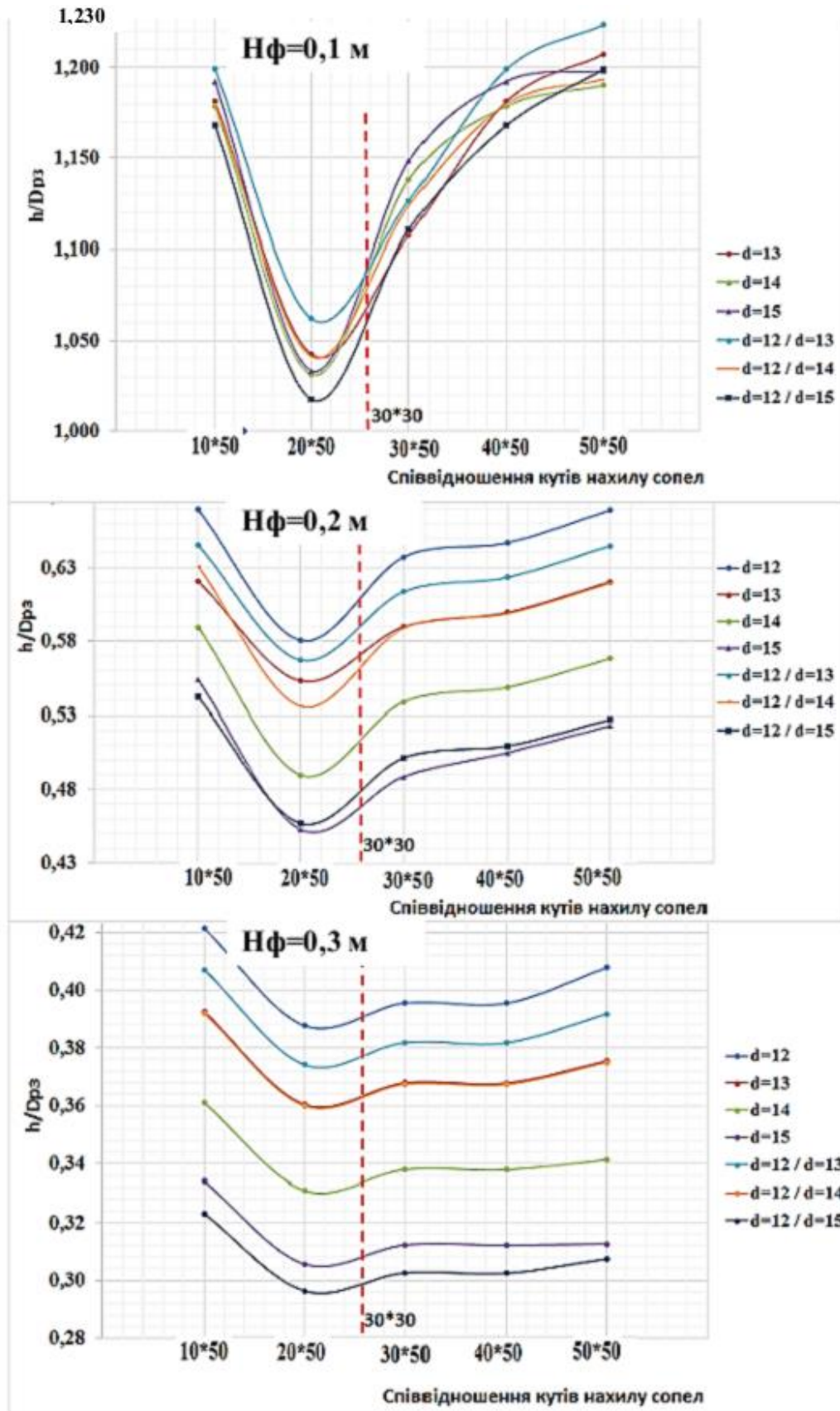


Рисунок 2.5 Вплив кутів нахилу фурми й діаметру сопел на відношення діаметра реакційної зони до глибини лунки ($h_{л}/D_{pz}$) для ДСА при інтенсивності продування $0,65 \text{ м}^3/\text{з}$ ($2333 \text{ м}^3/\text{год}$) і висоті фурми над розплавом $H\phi = 0,1- 0,3 \text{ м}$

Виконавши розрахунки значень критерію K для різних варіантів параметрів дуттьового пристрою й зрівнявши його зі значенням критерію при базових характеристиках дуттьового пристрою відзначено наступне:

для ДСА:

- величина критерію K змінюється від 1,018 до 1,30 при висоті фурми над розплавом 0,1 м. При цьому найменше значення 1,018 відповідає варіанту з почерговим кутом нахилу $\alpha = 20^\circ/50^\circ$ й почерговими діаметрами сопел фурми $d = 12 \text{ мм} / d=15 \text{ мм}$, що при заданому режимі роботи сталеплавильного агрегату нижче відповідного значення для базової (звичайної) конструкції фурми $\alpha = 30^\circ$, $d = 15 \text{ мм}$:

- на 0,28 (21 %) (1,018 проти 1,30) при висоті фурми над розплавом 0,1 м;
- на 0,21 (31 %) (0,46 проти 0,67) при висоті фурми над розплавом 0,2 м;
- 0,1 (3,2 %) (0,3 проти 0,4) при висоті фурми над розплавом 0,3 м.

За результатами виконаних в даній главі розрахунків графічним методом [233, 234] визначимо раціональне значення критерію K для ДСА:

- при $H_f=0,1 \text{ м}$, $K=1,018$ (глибина лунки склала 0,168 м, діаметр реакційної зони = 0,165 м);
- при $H_f=0,2 \text{ м}$, $K=0,46$ (глибина лунки склала 0,149 м, діаметр реакційної зони = 0,326 м);
- при $H_f=0,3 \text{ м}$, $K=0,346$ (глибина лунки склала 0,143 м, діаметр реакційної зони = 0,485 м).

Що відповідає почерговому співвідношенню кутів нахилу $20/50^\circ$ при чергуванні величин діаметрів сопел фурми 12 мм та 15 мм.

Таким чином, раціональним є варіант із почерговим розташуванням величин кутів нахилу сопел $20/50^\circ$ і почерговим розташуванням величин діаметрів сопел фурми 12мм/ $d=15$ мм.

На підставі виконаних розрахунків виготовлений дослідний зразок кисневої фурми з кутами нахилу $\alpha = 20^\circ/50^\circ$ й діаметрами сопел фурми $d = 12 \text{ мм} / d=15 \text{ мм}$ (рис. 2.6, 2.7, 2.8).



Рисунок 2.6 Фото накієчника дуттьового пристрою із соплами різного діаметра й різними кутами нахилу

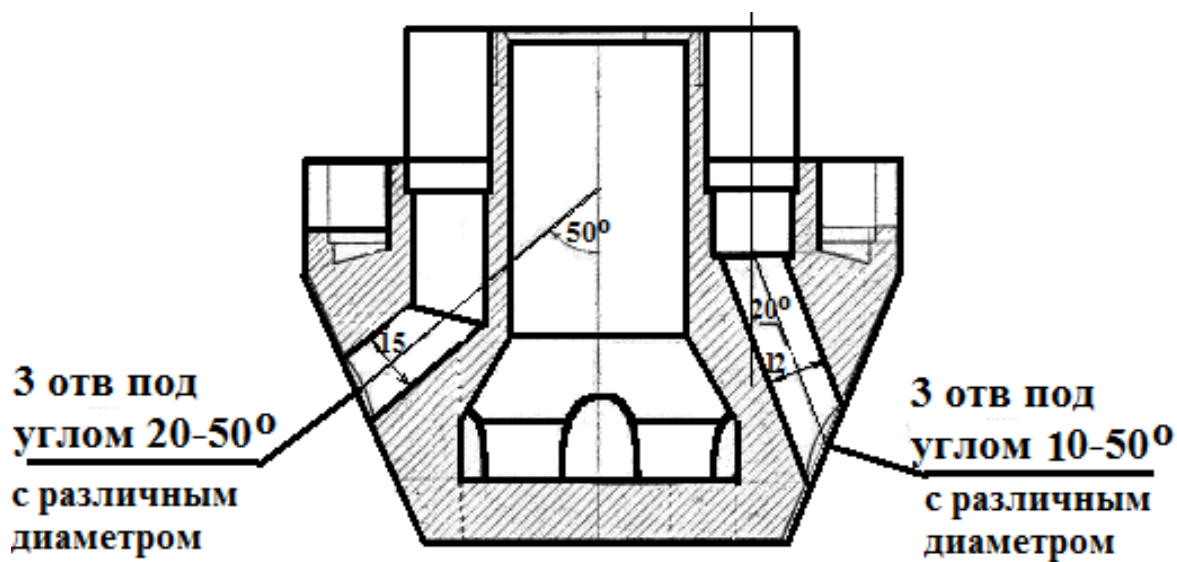


Рисунок 2.7 Схема конструкції накієчника дуттьового пристрою із соплами різного діаметра й різними кутами нахилу

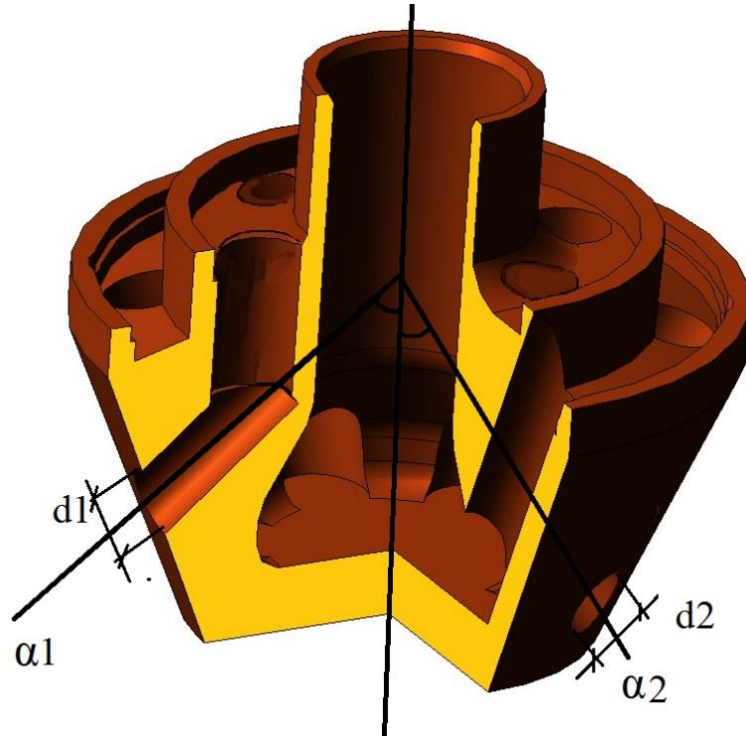


Рисунок 2.8 Модель накієчника дуттьового пристрою із соплами різного діаметра й різними кутами нахилу в ізометрії

При цьому схема взаємодії кисневих струменів дуття з поверхнею металу в зоні продування ванни киснем для фурми з почерговим розташуванням сопел з різними діаметрами отворів і різними кутами нахилу струменів до поверхні металу зображена на рисунку 2.9.

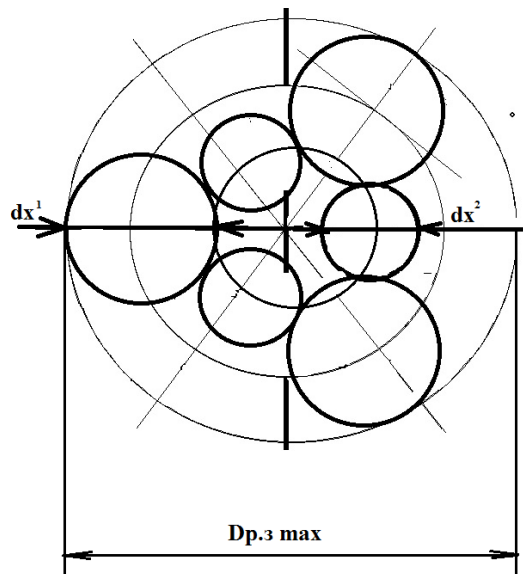


Рисунок 2.9 Схема взаємодії кисневих струменів дуття з поверхнею металу в зоні продування ванни киснем для експериментальної фурми з почерговим розташуванням сопел з різними діаметрами отворів і різними кутами нахилу струменів до поверхні металу

На першому етапі дослідження проведено 175 дослідних плавов на ДСА ПАТ МК «Запоріжсталь». За результатами випробувань на першому етапі ухвалене рішення протягом січня-грудня 2016 р. виплавку сталі на ДСА проводити на фурмах даної конструкції протягом року (другий етап дослідження). По закінченню заданого періоду виконаний порівняльний аналіз 4451 дослідних плавов (січень-грудень 2016 р.) у порівнянні з 4159 плавов (базовий період) на ДСА ПАТ МК «Запоріжсталь» (табл. Є.4, Додаток Є).

Поряд зі звичайними кисневими фурмами (рис. 2.3, 2.4) у серії дослідів використовувалися експериментальні фурми (рис.2.6-2.9) із соплами різного діаметра в накінецьнику.

При відпрацьовуванні режимів механізм підйому й опусканні фурми, встановленої в склепінні, дозволяв змінювати висоту фурм над ванною по ходу продування в необхідних і встановлених заздалегідь межах.

Дослідні плавки на ДСА проводилися після розігріву печей за графіком розігріву й виходу на робочий режим (10-15 плавов після розігріву).

Порядок проведення дослідних плавов на ДСА був наступним. Передільний чавун подавався з температурою 1320-1380 °С, заливали його в попередньо прогріту піч на покладений металевий брухт і прогрітий до температури 1100-1150 °С. Температура шару футеровки й головного склепіння печі прогрівалася до температури 1200-1300 °С.

Треба відмітити, що під час кожної кампанії природний газ витрачається на розігрів агрегату після холодного ремонту у кількості 56000 м³, на гарячий ремонт у кількості 36000 м³, та на ремонти поду у кількості 16000 м³ на кожен ремонт поду. При цьому цей газ відноситься на облік до власних потреб (на ремонтне обслуговування) і в технологічні витрати не включається.

Режим подачі кисню для продування ванни агрегату, витрати природного газу, подачу шихтових матеріалів (металевий брухт, рідкий чавун) у ході експериментів змінювали по заздалегідь складеній програмі випробувань. По ходу продування відбиралися проби металу й шлаку,

фіксувалися температура ванни та концентрація газів, та кількість пилу у газах, що відходять із агрегату, і їх температура.

На кожній балансовій плавці проводилися вимірювання складу продуктів згоряння (CO , O_2) за допомогою газоаналізатора Vario Plus (MRU GmbH, Німеччина), спеціально призначеного для точних контрольних вимірювань процесів горіння в печах на рідкому або газоподібному паливі.

Температура ванни фіксувалася високотемпературним (до 3000 °C) оптичним пірометром Raynger 3i 1M (Raytek, США) з високим оптичним дозволом 180:1 і тепловизором NEC H2640 (NEC Avio infrared Technologies Co. Ltd., Японія) з додатковими блоками, спеціально призначеними для аналізу розподілу температури в різних зонах високотемпературних печей, а також разовими термopарами; кількість пилу у газах, що відходять із агрегату, визначалася гравіметричним методом відповідно до методики [151]. Проби металу відбирали шляхом взяття ковшевої проби.

При проведенні дослідів уся інформація про структуру, розміри й поведінку реакційних зон взаємодії дуття з ванною, характер виходу з неї монооксида вуглецю, стан поверхневих шарів й механізм утвору викидів, бризок і виносів при різних режимах дуття фіксувалися візуально й шляхом фото-кінозйомки процесу продування через відкрите оглядове вікно, а також через спеціально розширене гніздо (кесон) кисневої фурми. У цьому випадку, у спеціально розширений кесон вдавалося спостерігати й фіксувати:

- стан і переміщення границі розділу метал-шлак в ході продування;
- характер кипіння металеві ванни агрегату;
- появу бризок на поверхні ванни й ступінь кипіння розплаву.

При проведенні експериментів кінозйомку області взаємодії кисневих струменів з різними фазами робочого простору агрегатів у необхідні періоди продування вели за допомогою фотокамери CANON EOS 700D зі швидкістю 24 кадрів/с. Діафрагма змінювалася в межах 5,6-22 з використанням синього світлофільтра із кратністю 15.

При проведенні дослідно-промислових випробувань робили досліди для різних висот фурми над ванною й для різних кисневих режимів

продування, розглядаючи вплив параметрів дуття для умов експерименту з використанням 6-ти соплових фурм зі звичайними накінецьниками (6 сопел діаметром 12 мм і кутом нахилу 30°) і дослідних (з різними кутами нахилу й діаметрами сопел) на інтенсивність перемішування й циркуляції рідкого металу (глибина й діаметр реакційних зон).

При випробуванні виготовлених зразків фурм встановлено, що в результаті різної величини тиску окремих кисневих струменів на ванну відбувається характерний нерівнозначний вихід макрооб'ємів СО (візуально в період кипіння ванни спостерігаються кулі та бульбашки різного розміру), витиснення різних об'ємів металу із зон безпосередньої взаємодії їх з розплавом і перетікання металу з однієї реакційної зони в іншу. При цьому, при випробуваннях дослідних фурм відзначається зниження інтенсивності виносу металевих бризок з реакційної зони на фурму й футеровку сталеплавильного агрегату.

У ході фотофіксації, відзначено, що при використанні дослідних фурм із комбінованим розташуванням отворів і сопел (рис. 2.12, 2.13) у порівнянні зі стандартними фурмами (рис. 2.10, 2.11) з рівномірним кутом нахилу сопел присутнє більш інтенсивне виділення бульбашок оксиду вуглецю з допалюванням їх у робочому просторі сталеплавильного агрегату. Також за допомогою тепловизора фіксується збільшення температури в робочому просторі печі на 18°C (з 1429 до 1447°C)

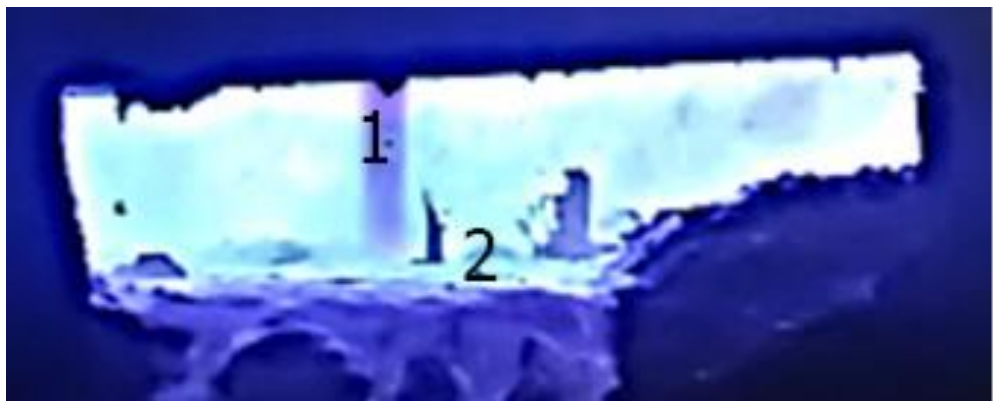


Рисунок 2.10 Базова фурма (кут нахилу сопел 30°): 1 – фурма; 2 – бульбашки СО (при продуванні ванни ($[\text{C}]=2,5\%$ з витратою кисню через фурму $2300\text{ м}^3/\text{год}$).



Рисунок 2.11 Термограма: базова фурма (кут нахилу сопел 30°)

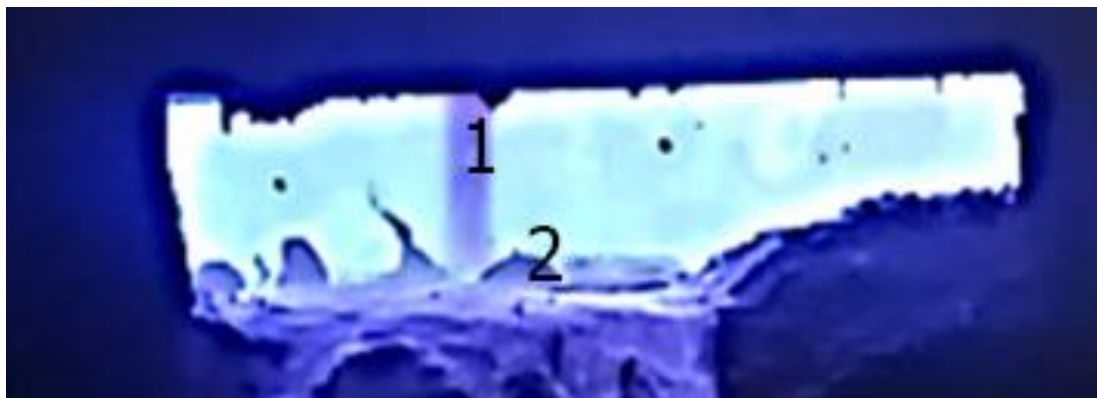


Рисунок 2.12 Дослідна фурма (комбіноване розташування отворів і сопел): 1 – фурма; 2 – бульбашки СО (при продуванні ванни ($[C]=2,5\%$ з витратою кисню через фурму 2300 м³/год)

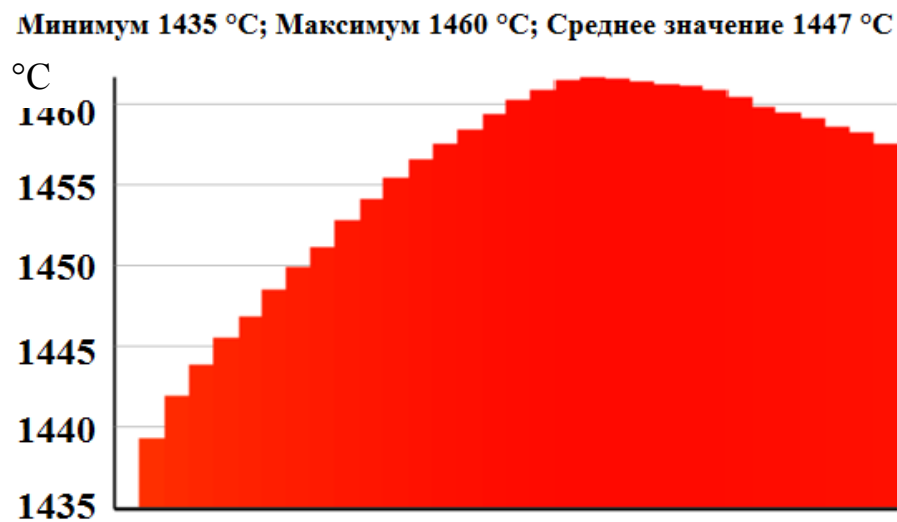


Рисунок 2.13 Термограма: дослідна фурма (комбіноване розташування отворів і сопел)

Коефіцієнт допалювання визначали по наступній залежності

$$\eta_{CO} = \frac{CO_2}{CO + CO_2} * 100\%. \quad (2.14)$$

Визначення величини коефіцієнта допалювання (рис. 2.14) здійснюється для режиму продування з умовою розташування рівня шлаку на 0,7-1,0 м нижче торця фурми в період з інтенсивністю продування 38 м³/хв (2300 м³/год).

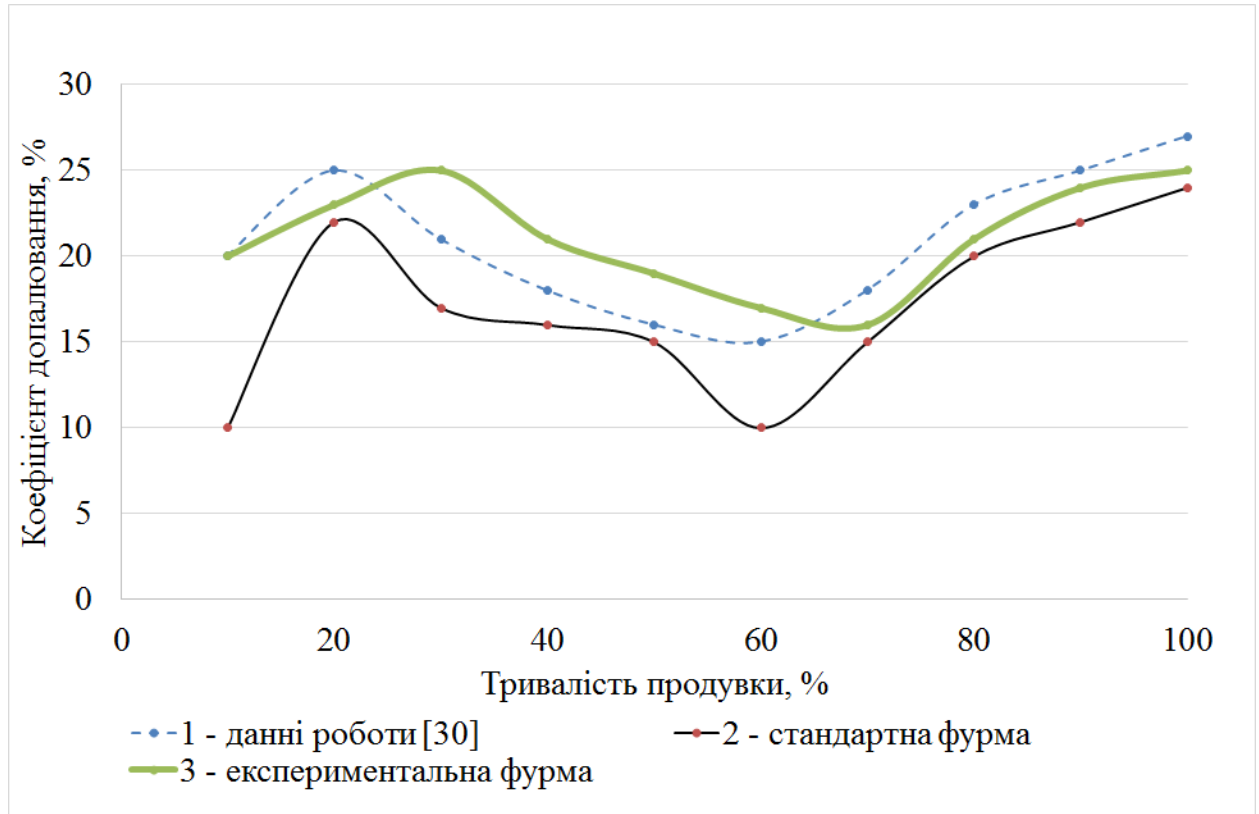


Рисунок 2.14 Порівняння результатів вимірювання складу димових газів з літературними даними при продуванні ванни ДСА

Для одержання кількісної інформації про ефективність допалювання CO до CO₂ використовували відому методику [118, 155] перерахування сполуки димових газів у тракті після димососа на сполуку газів, що йдуть, у порожнині агрегату.

На рисунку 2.14 представлено порівняння результатів вимірювання складу димових газів з літературними даними при продуванні ванни ДСА. При цьому, для універсальності аналізу й практичної застосовності тривалість продування представлена в %-му значенні (загальна тривалість продування за

плавку становить 100 %). З рисунку 2.14 видно, що при використанні експериментальної фурми в порівнянні зі звичайною фурмою ефективність допалювання газів підвищується. Відзначено, що максимальна кількість СО утворюється в початковий період продування, коли фурма перебуває на більш високому рівні стосовно розплаву (температура ванни низька, шлак не спінений [157]).

Зі збільшенням рівня вспіненості шлаків у період інтенсивного зневуглицювання ванни й інтенсивного виділення СО, значення величини η_{CO} знижується, що можливо пов'язано з інтенсивним виділенням СО і нестачею кількості O_2 для його допалювання. На остаточному етапі продування, незважаючи на зниження кількості газів, що йдуть, спостерігається збільшення показника η_{CO} , що пов'язано з достатньою кількістю O_2 для реакції.

Порівняння розрахункових і експериментальних даних наведених у роботі [157] свідчить на користь описаного вище методу до розрахункового визначення η_{CO} .

Чисельні розрахунки за фактично отриманими даними згідно рівняння (2.17) відзначили збільшення коефіцієнту допалювання (η_{CO} , %). Значення даного параметра має межі 0,15-0,27.

При цьому на експериментальній фурмі в порівнянні зі звичайною відзначається збільшення ступеня допалювання газів, що відходять, на 2-7 % (або 21 % від базового значення) залежно від тривалості продування.

Отримані теоретичні результати підтверджується дослідними даними, отриманими при проведенні дослідно-промислових випробувань на балансових плавках.

Результати роботи ДСА приведені в таблиці Є.4 (Додаток Є) «Паливовикористання ДСА за дослідний період (2016 р.) у порівнянні з базовим (2011 р.)».

З даних наведених у табл. Є.4 видно, що на дослідних плавках (2016 р.) у порівнянні з базовими (2011 р.):

- питому витрата кисню на плавку знижено на $1,39 \text{ м}^3/\text{т}$ (2,4 %) (з 58,34 до $56,95 \text{ м}^3/\text{т}$). При цьому тривалість продування ванни киснем знижена на 0,04 години (1,5%) (з 2,45 до 2,41 години), а інтенсивність продування ванни киснем знижена на $48 \text{ м}^3/\text{год}$ (1,5%) (з 5707 до $5659 \text{ м}^3/\text{год}$);
- тривалість плавки знижено на 0,2 години (5,4 %) (з 3,71 до 3,51 години);
- питомі витрати природного газу знижено на $6,89 \text{ м}^3/\text{т}$ (з 6,89 до 0 $\text{м}^3/\text{т}$);
- питомі витрати чавуну збільшено на 0,8 кг/т (0,1 %) (з 831,0 до 831,8 кг/т);
- середня вага плавки практично не змінилася й склала 239,3-239,5 т.

В результаті обробки наведених у даній роботі результатів розрахунків при продуванні ванни соплами різного діаметра, різними кутами нахилу й при різній висоті фурми над розплавом для ДСА отримані рівняння регресії для визначення діаметра реакційної зони й глибини лунки з відповідними коефіцієнтами кореляції (детермінації), м

- діаметр реакційної зони:

$$D_{\text{р.з.}} = -0,05 + 0,67 * d_0 + 0,31 * H_{\text{ф}} + 0,0007 * \alpha + 0,002 * U_{\text{ж(х)}}$$

при $R^2=0,93$ (2.18)

- глибина лунки:

$$h_{\text{л}} = 0,28 - 4,22 * d_0 - 0,53 * H_{\text{ф}} - 0,001 * \alpha, \text{ при } R^2=0,95. \quad (2.19)$$

Рівняння (2.18) та (2.19) справедливі для наступних меж:

$$d_0 = 12 - 15 \text{ мм}; H_{\text{ф}} = 0,1 - 0,3 \text{ м}; \alpha = 20 - 50^\circ.$$

Відносна похибка при апробації рівняння регресії при достатньому масиві дослідних і порівняльних даних склала 1,3-2,5 %.

Встановлені залежності й відзначені зміни підтверджують можливість більш інтенсивного розвитку процесу теплообміну у ваннах досліджуваного сталеплавильного агрегату і безпосередньо в реакційній зоні, що забезпечує

інтенсифікацію перемішування й теплообміну, стабілізацію поведінки ванни по ходу продування кисневими струменями.

2.2 Визначення впливу інтенсивності продування й характеристик дуттьового пристрою на інтенсивність перемішування розплаву у ванні сталеплавильного агрегату

Процес одержання якісного металу без процесу перемішування - неможливий. Перемішування розплаву впливає на протікання тепломасообмінних процесів і на якість металу.

Рівномірне перемішування сталі забезпечує її однорідність по температурі й хімічному складу в повному обсязі ванни, забезпечуючи однаковість властивостей сталі. При нерівномірному перемішуванні сталі по висоті ванни сталеплавильного агрегату можливе виникнення значних градієнтів (до 25-50° [138]) температури, що приводить до виникнення нерівномірності по хімічному складу (можливо «зниження» марки сталі або її повне «бракування»).

Надмірно інтенсивне перемішування розплаву може викликати бризки металу й підвищений винос пилу з ванни.

Перемішування розплаву й вирівнювання його властивостей й температури при продуванні газом визначаються способом подачі газу, інтенсивністю подачі й тривалістю.

Ріст цін на енергоносії, підвищені витрати металлошихти обумовлюють необхідність визначення оптимальної потужності перемішування, тому що обґрунтований вибір теплофізичних параметрів, що впливають на перемішування, дозволяє забезпечити рівномірний зміст й температуру розплаву з метою підвищення енергоефективності процесу виплавлення сталі.

Дослідженню процесу перемішування і його кількісній оцінці було присвячено багато робіт, проведених як на моделях, так і на виробничих агрегатах. Однак на даний момент недостатньо визначено вплив конструктивних параметрів й місця розташування дуттьового пристрою у ванні на процеси перемішування. Дослідження особливостей процесів

перемішування металу безпосередньо на промислових об'єктах затруднене в силу цілого ряду технічних причин, головними з яких є високі температурні режими й непрозоре середовище в металургійних агрегатах, що викликають складність візуального спостереження. Про це повідомляють багато авторів Сизов А.М. [154], Ефименко С.П. і Пилюшенко В.П. [155], Дюдкин Д.А. [177] і ін. В.Г. Кадуков зі співавторами звертають увагу на різноманіття факторів, що впливають на інтенсивність перемішування в результаті продування розплаву. У роботах [158, 159] для оцінки перемішування розплаву запропонований метод поділу всього об'єму ванни на елементарні об'єми. При цьому для оцінки перемішування використовувалася величина середньозваженої питомої кількості руху розплаву у ванні.

Однак даний метод має істотний недолік: при такій оцінці не враховується вплив об'єму газу оксиду вуглецю, що утворювався, а також вплив швидкості зневуглецювання ванни.

Дослідникам не вдається добитися повної однорідності моделі й оригіналу. Це викликає необхідність у конкретних умовах виробництва визначати залежності шляхом прямого експерименту.

Також недоліком представлених досліджень є відсутність опису впливу теплофізичних і конструкційних характеристик дуттьового пристрою й розташування дуттьового пристрою над рівнем розплаву на інтенсивність перемішування розплаву у ванні сталеплавильного агрегату.

З метою визначення впливу інтенсивності продування, характеристик дуттьового пристрою і його положення над розплавом на інтенсивність перемішування розплаву у ванні сталеплавильного агрегату вирішені наступні завдання:

- розглянуті існуючі підходи для визначення інтенсивності перемішування;
- отримані залежності впливу інтенсивності продування й геометричних характеристик дуттьового пристрою на інтенсивність перемішування й руху розплаву.

Одержання експериментальних даних про процеси, що відбуваються у ванні високотемпературного розплаву, має істотні обмеження внаслідок технологічної складності прямих вимірів досліджуваних параметрів в агресивному середовищі рідкого металу. Тому основним способом дослідження процесів перемішування металургійних розплавів є вивчення за допомогою чисельно-аналітичних методів і математичних моделей.

У монографії С. Кутателадзе й М. Стириковича [160] на широкому експериментальному матеріалі, отриманому, в основному, для систем вода - повітря, викладені загальні закономірності спільного руху газу й рідини.

Газодинаміці газорідинних середовищ у металургійних процесах присвячена монографія А. Сизова [154]. Закономірності поширення газових струменів у рідині експериментально на холодних моделях вивчалися в роботі [161]. Кількісні результати по режиму продування рідкої ванни, отримані експериментально в реальних промислових умовах, наведені в джерелі [162]. Рух металу в рідкій ванні значною мірою визначається впливом струменів кисню, що подається через дуттьовий пристрій. Безпосередній вплив струменів кисню на метал і бризи металу зі шлаками допомагають перемішувати об'єм металу у ванні. При цьому розплав із приповерхнього шару з більш високою температурою переноситься вниз.

Характер і інтенсивність руху сталі в агрегаті залежать від ряду параметрів продування, які впливають на його ефективність. На підставі методики і досліджень поведінки металу при продуванні в різних агрегатах, приведених у роботах [163, 164, 170], у якості критерію інтенсивності перемішування в об'ємі агрегату струменями кисню прийняли:

$$G_{\text{ж}} = \left(\frac{V_{\text{CO}}^{\text{отх}}}{s_1 * v_{\text{ж}}} \right) * \left(\frac{V_{\text{г}}^2}{2 * g} \right), \quad (2.15)$$

Об'єм газу, який виділяється із зони продування визначимо з рівняння

$$V_{\text{CO}}^{\text{отх}} = G_{\text{CO}} * \left(\frac{V_{\text{м}}}{M_{(\text{CO})}} \right) * \left(\frac{T_{\text{м}}}{273} \right), \quad (2.16)$$

При цьому, маса оксиду вуглецю, що утворювався, визначається:

$$G_{CO} = 0,141 * G_M * V_c / 100, \quad (2.17)$$

Швидкість знеуглецювання ванни:

$$V_c = K_c * [C] * (\Sigma(FeO)), \quad (2.18)$$

Площа перетину стовпа газо-шлако-металевої суміші рівна

$$S_1 = \pi * \frac{D_{p.з.}^2}{4} - \pi * \frac{d_{\phi}^2}{4} = 0.785 * (D_{p.з.}^2 - d_{\phi}^2), \quad (2.19)$$

При протіканні реакції горіння CO у струменях O₂ утворюється CO₂ з середня швидкістю:

$$V_r = 0,5 * (U_0 + U_m), \quad (2.20)$$

Максимальну швидкість на осі струменів на рівні входу їх в рідину визначали по формулі (2.4). Початкову швидкість струменя на виході із сопла розраховували по формулі (2.5).

По даним розрахунків рівняння (2.16) побудована графічна залежність величини об'єм газу, який виділяється із зони продування від температури розплаву при різних значеннях інтенсивності продування (рис. 2.17).

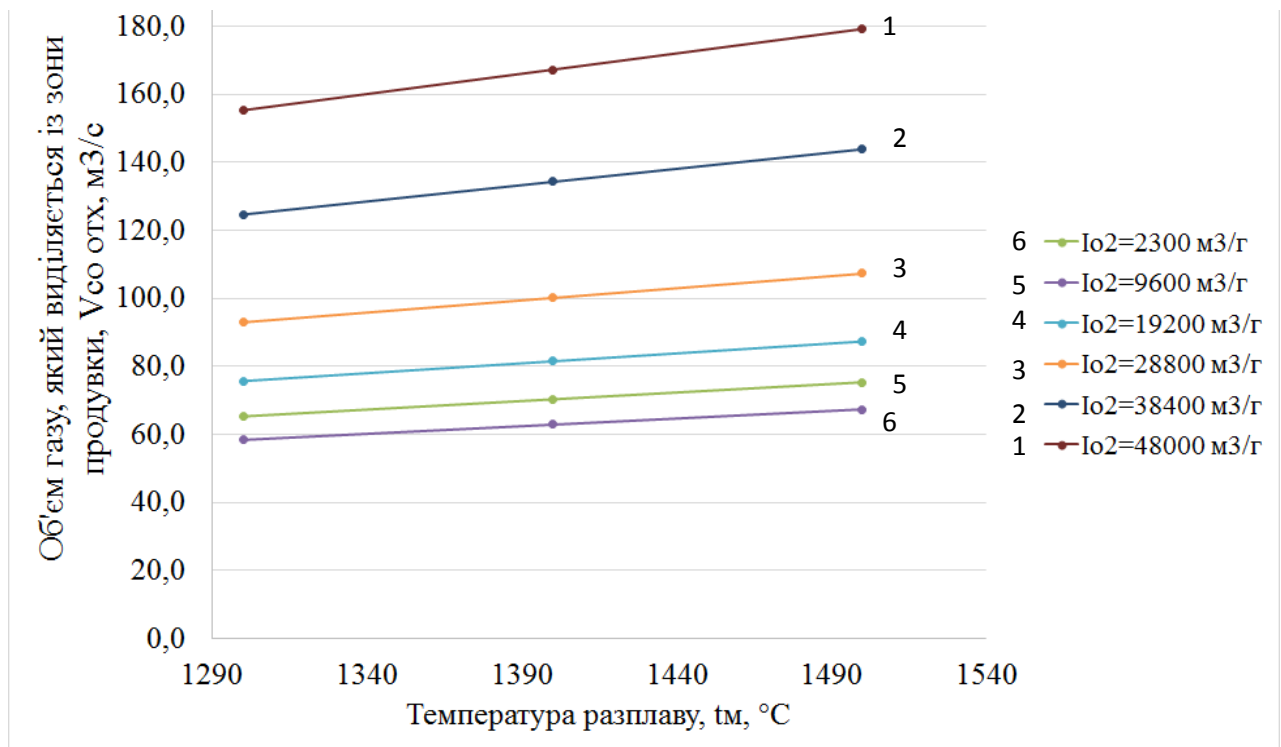


Рисунок 2.17 Залежність величини об'єм газу, який виділяється із зони продування від температури розплаву

З рисунку 2.17 помітно, що зі збільшенням температури розплаву відбувається збільшення об'єму газу, який виділяється із зони продування, що пов'язано із процесом знеуглецювання.

Зі зменшенням середньої швидкості спостерігається залежність зниження перемішування, що призводить до «м'якого» продування розплаву, і навпаки, зі збільшенням - перемішування збільшується.

Аналіз рівняння (2.16) свідчить про вплив величин $V_{CO}^{отх}$ і V_r на інтенсивність перемішування (рис. 2.18) струменями кисню навколо корпусу фурми. Чим менше значення площі перетину і більше утворення газів, тим вище значення критерію перемішування, а отже більш інтенсивний і тепловідвід від струменів.

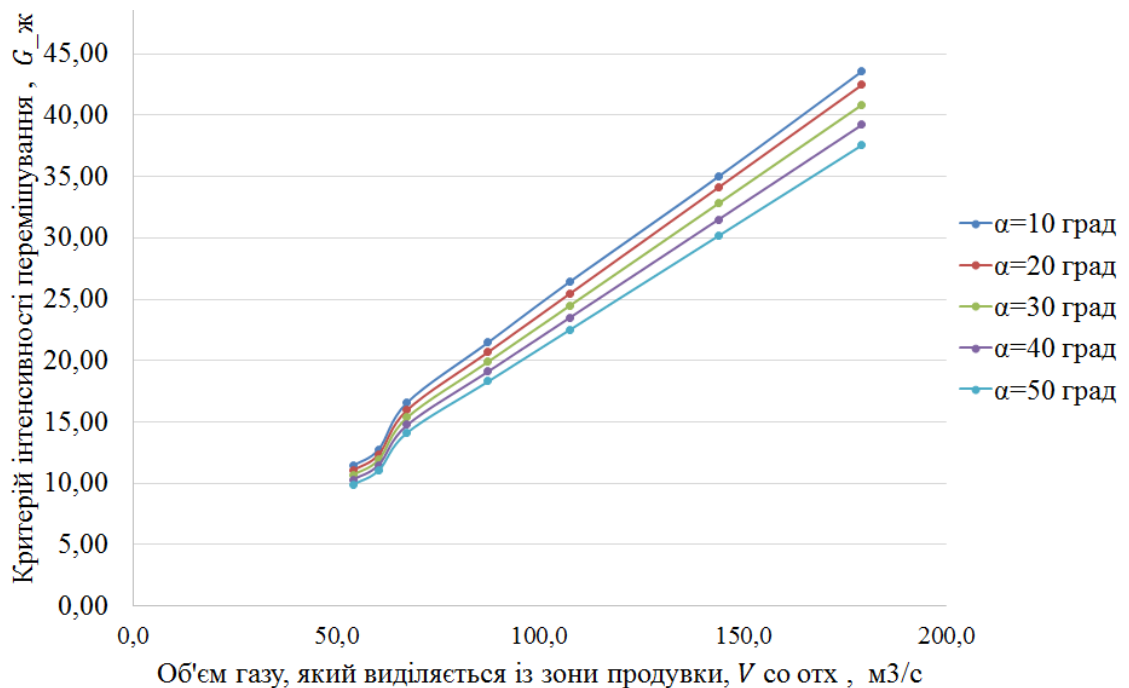


Рисунок 2.18 Залежність величини інтенсивності перемішування від об'єму газу, який виділяється із зони продування при різних кутах нахилу сопел

З наведених рівнянь (2.17-2.19) випливає, що при збільшенні витрати O_2 зростає інтенсивність перемішування.

Результати розрахунків для різних значень інтенсивності продування металу киснем наведено в таблиці Є.3 (Додаток Є).

За результатами розрахунків встановлені рівняння регресії для визначення величини критерію інтенсивності перемішування залежно від

інтенсивності продування розплаву киснем, від висоти фурми й кута нахилу сопел до поверхні розплаву:

$$G_{\text{ж}} = 6,68 + 0,0007 * I_{O_2}, R^2=0.85 \quad (2.21)$$

$$G_{\text{ж}} = 6,22 + 0,0007 * I_{O_2} + 2,4 * H_{\text{ф}} - 0,071 * \alpha, R^2=0.91 \quad (2.22)$$

Рівняння (2.21) та (2.22) справедливі для меж:

$$I_{O_2} = 1800 - 5000 \text{ м}^3/\text{год}; H_{\text{ф}} = 0,1 - 0,3 \text{ м}; \alpha = 20 - 50^\circ.$$

Задаючись значеннями інтенсивності продування й геометрією дуттьового пристрою по рівняннях (2.21, 2.22) можна визначити інтенсивність перемішування при виплавці сталі. Як видно із графіка (рис. 2.19) отримане в даній роботі рівняння (2.22) більш докладно описує процес і ближче за своїми значеннями до результатів роботи [165]. Порівняння отриманих результатів (рис. 2.19) з даними літературного джерела [165] свідчать про добру збіжність ($R^2 = 0,85-0,91$) отриманих у даній роботі результатів дослідження й теоретичних даних.

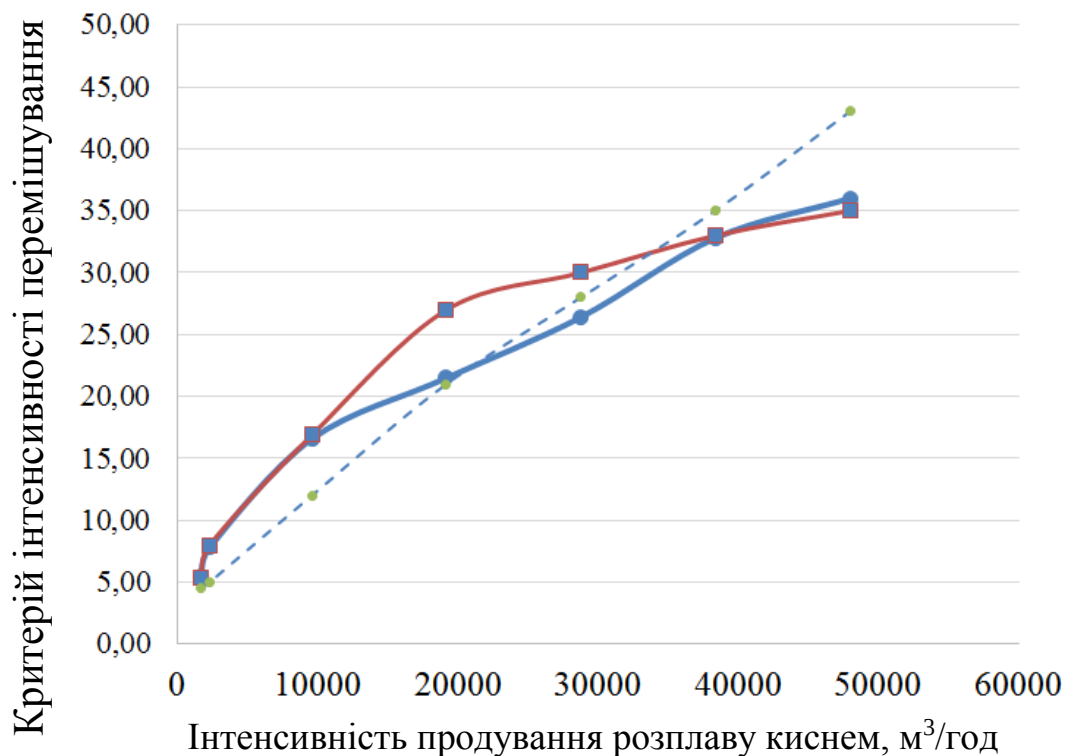


Рисунок 2.19 Залежність величини критерію інтенсивності перемішування від інтенсивності продування розплаву киснем:

—●— - розрахункові дані по рівнянню (2.22); —■— - результати наведені в роботі [165]; - - - - розрахункові дані по рівняннях (2.15-2.20)

2.3 Моделювання температурних полів у робочому просторі при продуванні ванни сталеплавильного агрегату киснем

Поширення промислових варіантів технології енергоефективного і енергозберігаючого продування ванни сталеплавильного агрегату визначає необхідність роботи з надійними й адаптованими до виробничих умов математичними моделями, які допомагають вдосконалювати виробничий процес. Разом з тим, ряд стосовних до процесу особливостей технології залишаються нез'ясованими. До них можна віднести питання розподілу у ванні сталеплавильного агрегату температурних полів та газової фази при різних режимах продування й варіантах розташування фурм у ванні щодо розплаву при допалюванні СО в агрегаті.

Для одержання достовірної й повної картини розподілу температурних полів в робочому просторі агрегату використовувався програмний комплекс «Iron-line» розроблений компанією «Espace» для ПАТ «Запоріжсталь» [171]. Цей комплекс враховує особливості конструкції дуттьового пристрою, теплових режимів роботи агрегату та інтенсивності продування в процесі виплавлення сталі.

При цьому в даній роботі використовувалися наступні ключові допущення:

а) щодо геометричних розмірів: рівень металу й шлаків у ванні, а також форма й розміри реакційної зони змінюються згодом, а також розмір реакційної зони змінюється залежно від зміни значень інтенсивності продування ванни киснем і конструкції дуттьового пристрою.

б) щодо гідродинамічних особливостей середовища:

- поверхня шлаку не рівна, на ній присутні хвилі й бризки;
- границя металевої й газошлакової зон змінюються в часі.

в) в робочому просторі ДСА, кожна ванна обладнано трьома фурмами, які розташовані в трьох різних точках склепіння, на рівномірній відстані друг від друга.

Граничні умови для теплообміну.

Граничні умови визначили з урахуванням конструкції огорожень робочого простору печі й умов нагрівання металу й футеровки згідно рекомендацій приведених у роботах [213, 228]. При цьому прийнято наступне:

1) нагрівання футеровки розділової стінки печі, виконаної з вогнетривкої шамотної цегли, як симетричне нагрівання одношарової пластини. При цьому в площині симетрії температурного поля

$$\lambda * \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0, \quad (2.23)$$

а на поверхні, яка граничить із об'ємною газовою зоною

$$\lambda * \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=\frac{\delta}{2}} = 0; \quad (2.24)$$

2) нагрівання кладки підвісного склепіння пічної камери, виконаного з вогнетривкої шамотної цегли, як несиметричне нагрівання одношарової пластини. При цьому на поверхні, що граничить із навколишнім середовищем визначається за наступним рівнянням

$$-\lambda * \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=0} = \alpha_{oc} \cdot (t_{\text{нар}} - t_{\text{o.c.}}), \quad (2.25)$$

де α_{oc} - коефіцієнт тепловіддачі випромінюванням і конвекцією від зовнішньої поверхні кладки в навколишнє середовище визначили відповідно до рекомендацій роботи [214] у вигляді

$$\alpha_{oc} = 2,56(t_{\text{нар}} - t_{\text{o.c.}}) + 4,65 * \frac{\left(\frac{t_{\text{нар}}+273}{100}\right)^4 - \left(\frac{t_{\text{o.c.}}+273}{100}\right)^4}{t_{\text{нар}} - t_{\text{o.c.}}}, \quad (2.26)$$

а на поверхні, що граничить з об'ємною газовою зоною

$$\lambda * \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=\delta} = q_I, \quad (2.27)$$

де $q_I = Q_I / F_I$ - щільність результуючого теплового потоку для відповідної поверхневої зони, Вт/м²;

3) нагрівання торцевої стіни печі й бічних стін, виконаних із шамотної цегли, як нагрівання двошарової пластини з товщинами шарів із шамотної цегли. При цьому на поверхні, що граничить із навколишнім середовищем

$$-\lambda_{\text{із}} * \frac{\partial t_{\text{із}}}{\partial y} \Big|_{y=0} = \alpha_{\text{нс}} \cdot (t_{\text{нар}} - t_{\text{н.с.}}), \quad (2.28)$$

у площині шарів, які стикаються ($y = \delta_{\text{із}}$)

$$\lambda_{\text{із}} * \frac{\partial t_{\text{із}}}{\partial y} = \lambda_{\text{вог}} * \frac{\partial t_{\text{вог}}}{\partial y}, \quad (2.29)$$

а на поверхні, що граничить із об'ємною газовою зоною,

$$-\lambda_{\text{вог}} * \frac{\partial t_{\text{вог}}}{\partial y} \Big|_{y=(\delta_{\text{із}}+\delta_{\text{вог}})} = q_I, \quad (2.30)$$

де $\lambda_{\text{із}}, \lambda_{\text{вог}}$ - коефіцієнти теплопровідності матеріалу теплоізоляційного й вогнетривкого шарів футеровки відповідно, Вт/(м*К).

На границі розділу футеровка/метал використовувалася гранична умова 1-го роду:

$$T_{x=0} = T_{\text{м}}. \quad (2.31)$$

З метою перевірки впливу конструкції дуттьового пристрою і інтенсивності продування на теплові процеси, які протікають у ванні ДСА, за допомогою програмного комплексу «Iron-line» виконані розрахунки для умов ДСА ПАТ «Запоріжсталь», геометричні розміри якої визначаються значеннями (при розрахунках ванна агрегату ділиться на 3 рівних частині з умови 1 фурма - 1 частина й далі всі розрахунки проводяться на одну частину): висота $H = 3,9$ м, радіус циліндричної частини $R = 2,7$ м, рівень металу в печі $H_{\text{м}} = 1,65$ м при робочому положенні верхньої фури на відстані від поверхні металу $H_{\text{ф}} = 0,1$ м. Витрата кисню через верхню фуру прийнятий рівним $38,8$ м³/хв (2333 м³/год). Кут нахилу сопел верхньої фури обраний рівним $20/50^\circ$.

В промисловому сталеплавильному агрегаті, внаслідок його геометричних параметрів при верхньому продуванні, температурні градієнти металу в різних ділянках ванни досягають значень 1580°C і вище (рис. 2.20). Температура металу, що контактує з реакційною зоною становить значень

1570-1580 °C. Найменш нагрітим залишається розплав на середніх ділянках металеві ванни (1530 °C).

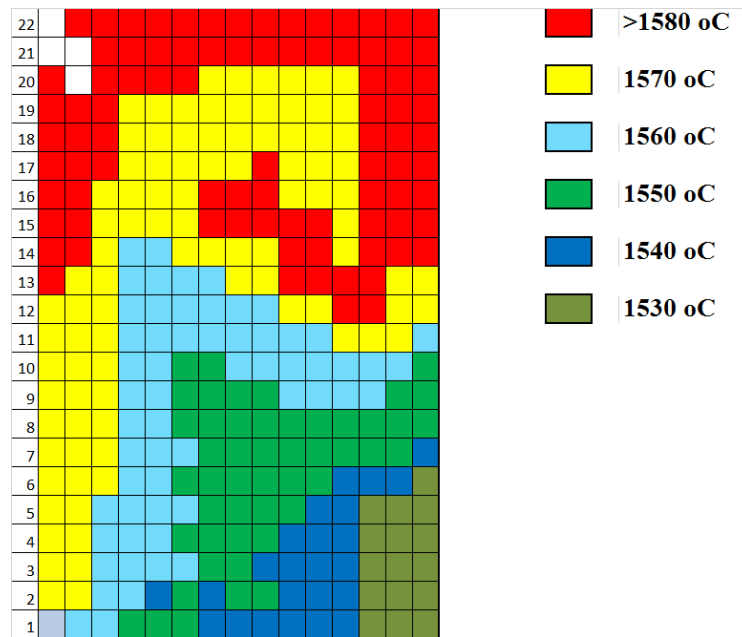


Рисунок 2.20 Температурні поля в об'ємі дослідного сталеплавильного агрегату (ДСА – через 25 хвилин після початку продування)

На рисунку 2.21 представлені результати розрахунків температурних полів в об'ємі ДСА через 60 хвилин після початку продування розплаву.

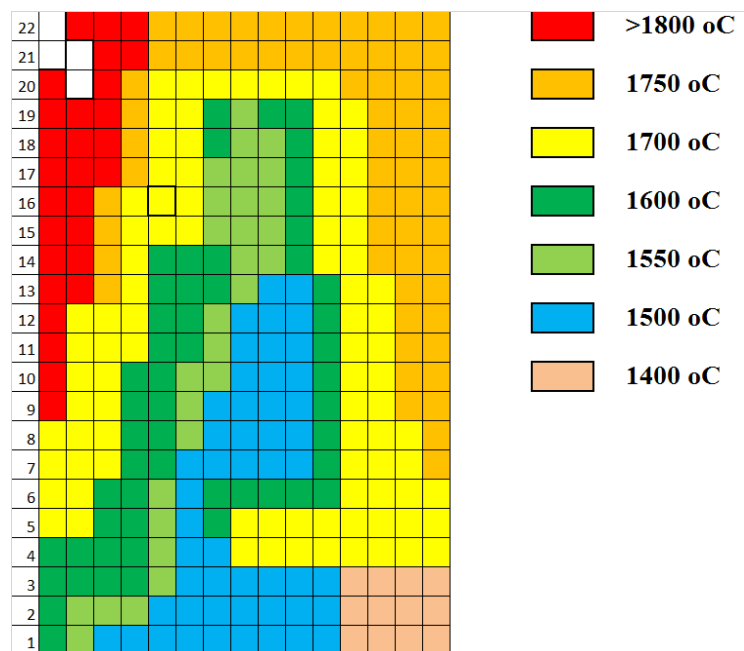


Рисунок 2.21 Температурні поля в об'ємі сталеплавильного агрегату при продуванні розплаву через кисневі фурми через 60 хвилин після початку продування)

Для перевірки достовірності роботи програмного комплексу «Iron-line» (рис. 2.22) виконали контрольне порівняння розрахункових даних температури розплаву, отриманих в комплексі «Iron-line» для ДСА з фактичними даними (вимірами), отриманими в ході експериментальних вимірів на балансовій плавці за допомогою приладу Термокон-1 (ТУ В 33.2-1837813350-001:2008) з автономним живленням, призначеним для оперативного виміру температури розплаву чорних і кольорових металів в умовах металургійного виробництва (Тип датчика: одноразова змінна термопара із НСХ В по ДСТУ 2837-94; час виміру: від 1 до 30 секунд; діапазон вимірюваних температур з термопарою ПР(В): від 800 до 1820°C; Основна похибка, не більш $\pm 2,0^{\circ}\text{C}$; додаткова похибка від температури навколишнього середовища (на кожні 10°C у робочому діапазоні), не більш $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$).

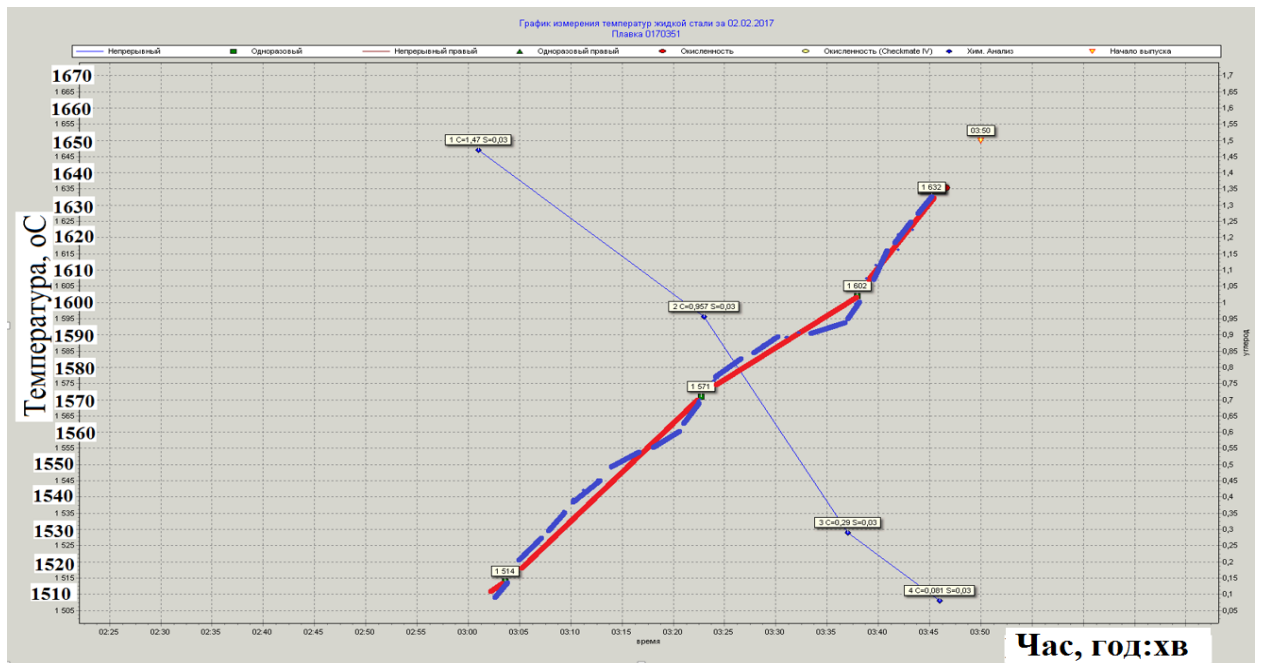


Рисунок 2.22 Динаміка нагрівання металу в сталеплавильному агрегаті (ДСА): — розрахунок; — експеримент

На рисунку 2.23 представлена розрахункова залежність, отримана по моделі в комплексі «Iron-line» при порівнянні базової та дослідної фурм, з якої видно що при використанні дослідних фурм нагрів металу є більш інтенсивним. Швидкість нагріву розплаву збільшується на $3,7^{\circ}\text{C}/\text{год}$ (з 79,5 до $83,2^{\circ}\text{C}/\text{год}$). При цьому вихід кривої нагріву металу на значення 1640°C прискорюється на 12 хв.

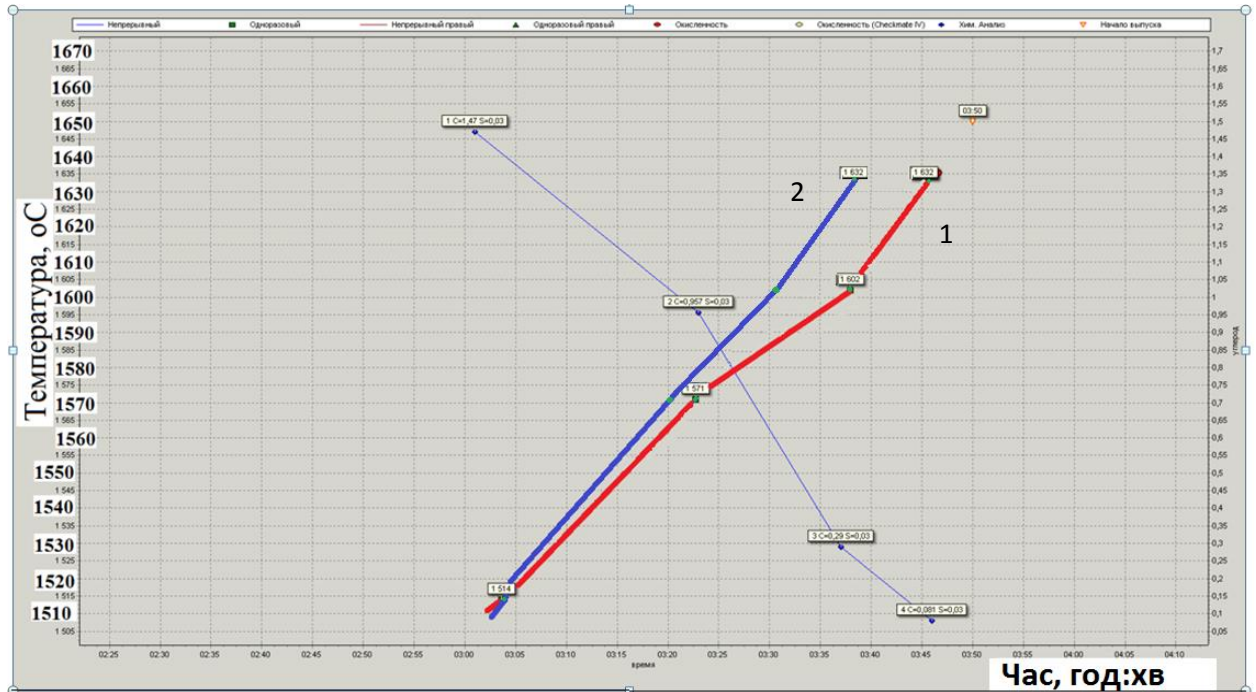


Рисунок 2.23 Динаміка нагрівання металу в сталеплавильному агрегаті (ДСА): 1 — базовая фурма; 2 — дослідна фурма

На рисунку 2.24 представлена розрахункова залежність, отримана по моделі в комплексі «Iron-line» при використанні дослідної конструкції фурми (комбіноване розташування кутів нахилу та діаметрах сопел) при зміні інтенсивності продування ванни киснем від 2300 до 8000 м³/год.

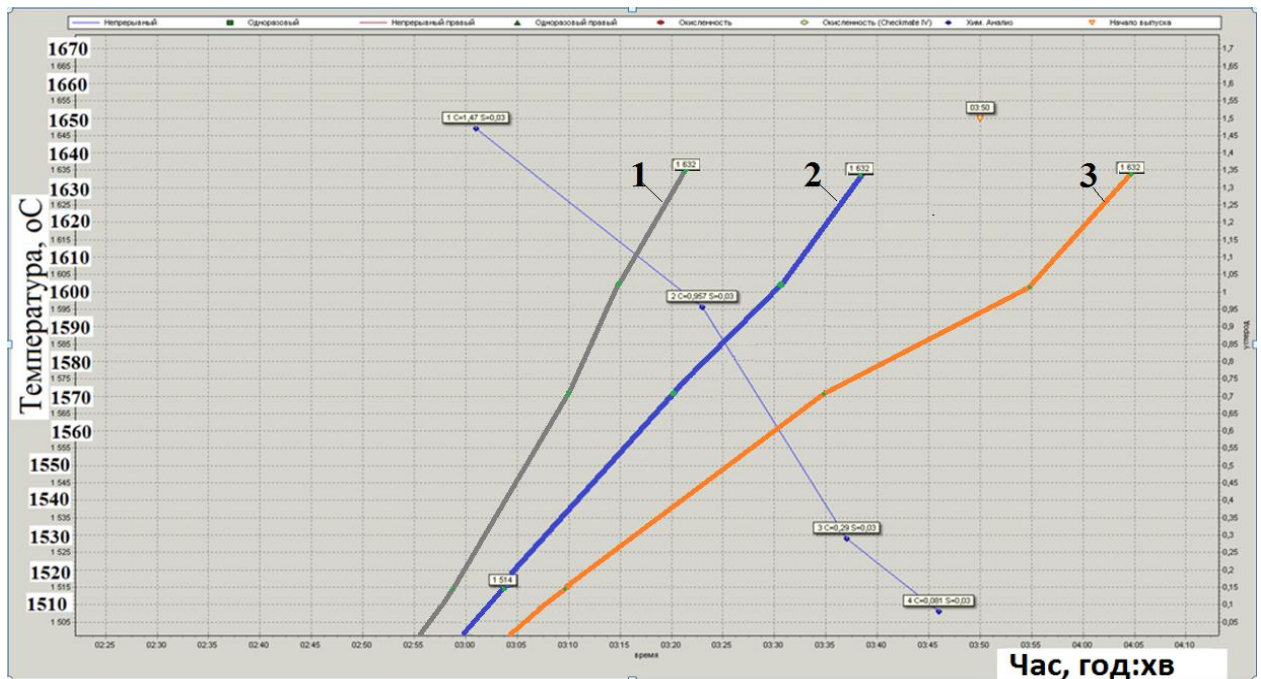


Рисунок 2.24 Динаміка нагрівання металу в сталеплавильному агрегаті (ДСА) при різній інтенсивності продування: 1 – 8000 м³/год; 2-6500 м³/год; 3 -2300 м³/год

З рисунку 2.24 видно, що при збільшенні інтенсивності продування ванни киснем від 2300 до 8000 м³/год нагрів металу є більш інтенсивним: швидкість нагріву розплаву збільшується на 15,4 °С/год (з 74 до 89,4 °С/год). При цьому тривалість плавки зменшується на 0,7 год (з 4,08 год до 3,38 год).

2.4 Моделювання розподілу концентрацій газів у робочому просторі ДСА

Відповідно з уявленнями [156], у струменях, що виходять із сопел фурми протікає реакція допалювання монооксида вуглецю до діоксида, при цьому на поверхні струменя утворюється певна кількість СО. У поверхневому шарі струменя, де швидкість газу нижче критичної, СО₂ і вільний кисень взаємодіють із зустрічним потоком СО, що виходить із об'єму реакційної зони, захоплюються цим потоком і несуться зі струменем. Надалі струмені кисню змішуються з високотемпературною газовою фазою (1700-1850°С), що складається, в основному, з монооксида вуглецю. Залучений у струмені СО згоряє до СО₂ зі зміною ентальпії системи: $\Delta H^{\circ}_{298} = -565,64$ кДж/моль кисню й утворенням високотемпературного газового факела.

Для максимального засвоєння теплоти необхідно забезпечити заглиблення факела в газо-шлако-металеву емульсію. Визначальними факторами в організації процесу в такому випадку [187, 191] є: конструкція фурми, режим зміни її висоти при продуванні, характеристики газових струменів, розміри й форма реакційних зон, що утворюються.

Оскільки тепловий потік, що утворювався, передається металу через шлаки. Процес горіння СО у струмені приблизно ставиться до типу дифузійного горіння [140], тому що змішування СО і О₂ відбувається по ланцюговому механізму.

Розрахунок концентрації газів виконано у програмному комплексі «Iron-line» згідно даних й допущень приведених в п.2.3. Тиск, швидкість й витрати кисню, що вдувається, відомі.

Припускаємо, що в будь-якому місці робочого об'єму агрегату присутні тільки кисень, CO і CO₂. Основний потік кисню, що вдувається в агрегат на поверхні «газ-розплав» повністю поглинається ванною, з якої виділяється газова суміш CO і CO₂. Зазначені спрощення напевно приводять до деякого викривлення реальної картини концентрації газів що, може спричинити похибку. При цьому розрахунки дозволяють одержати необхідні концентрації газів.

На рисунку 2.25, 2.26 наведені об'ємні частки газів (кисню, монооксида й діоксида вуглецю) у розрахунковій області. Об'ємна частка кисню, рівна одиниці на зрізі сопла фурми, швидко убуває до 0,4 у нижньої границі й близька до нуля на виході з розплаву. За формою ліній рівня чітко видний максимум концентрації кисню, що перебуває поблизу сопел [188].

Об'ємна частка монооксида вуглецю, навпаки, збільшується від нуля в струмені кисню до 80 % на виході з розплаву.

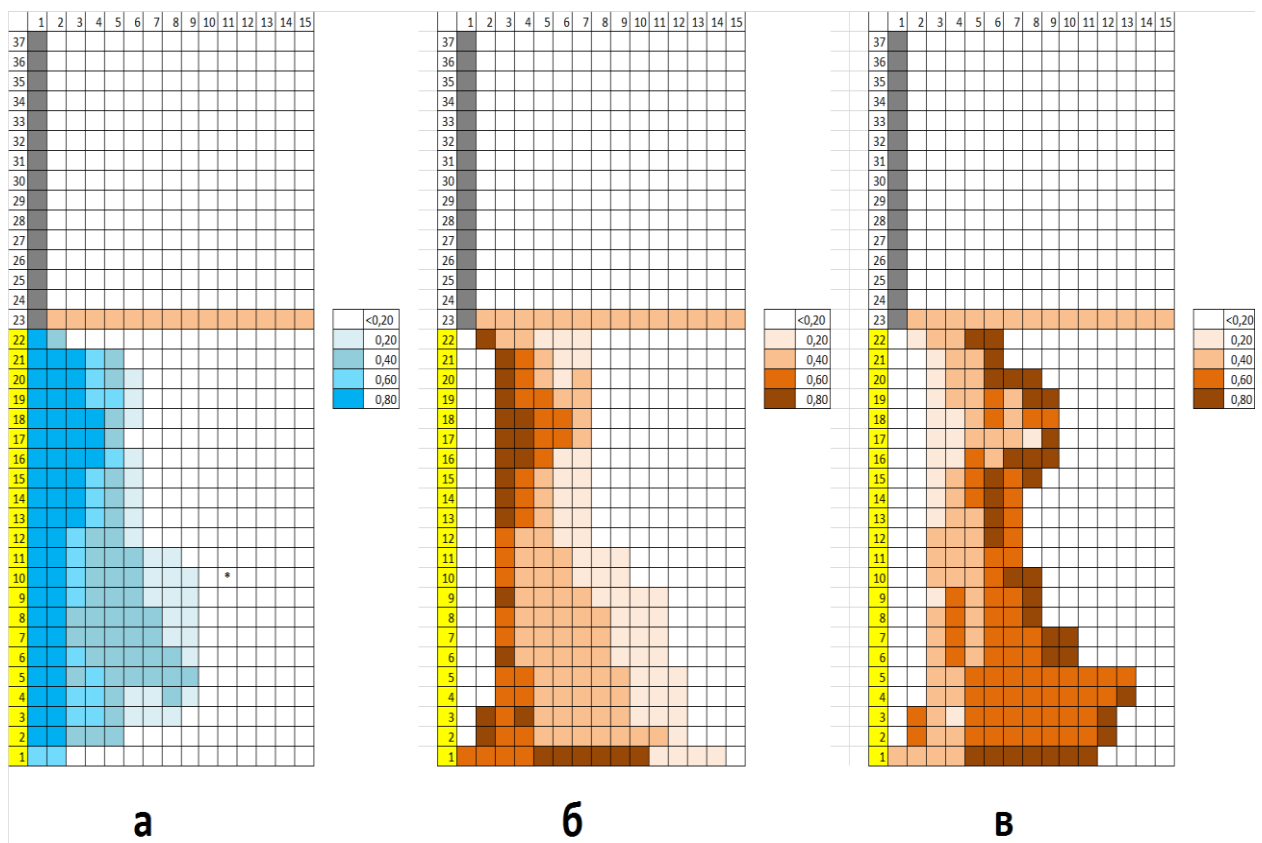


Рисунок 2.25 Об'ємна концентрація газів у робочому просторі ДСА для базового варіанта конструкції фурми: а - O₂, б - CO, в – CO₂

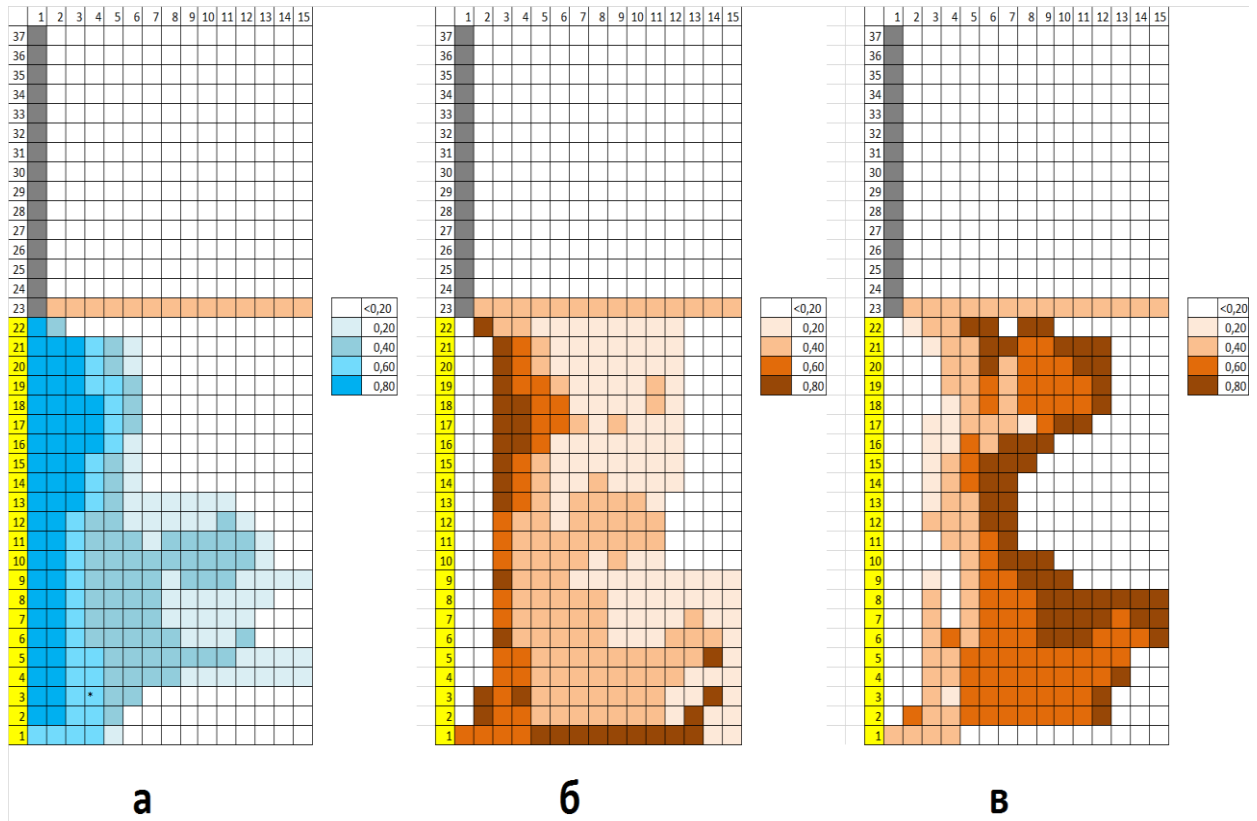


Рисунок 2.26 Об'ємна концентрація газів у робочому просторі ДСА для дослідного варіанта конструкції фурми: а - O_2 , б - CO , в – CO_2 . Т. 1, 23 – нижня й верхня границі контакту газу з металом

На рисунку 2.25 (а, б, в), рисунку 2.26 (а, б, в) представлені найбільш характерні варіанти розрахунків концентрації газів: варіант І - продувка ванни агрегату через звичайну фурму зі звичайним розташуванням кутів нахилу сопел і стандартними діаметрами сопел; варіант 2 - продувка ванни через експериментальну фурму.

Таким чином, та частина кисню, яка доходить до нижньої границі розрахункової області, засвоюється ванною й замість неї в газову суміш попадає відповідна кількість монооксида й діоксида вуглецю, а об'ємна частка кисню по мірі проходження через метал швидко падає з віддаленням від зрізу сопла. При виході з ванни вона зменшується до значень продуктів згоряння на виході з агрегату (підтверджується результатами газового аналізу, виконаного в цій роботі).

При цьому при продуванні ванни через експериментальну фурму у порівнянні з фурмами базової конструкції видно, що об'ємна концентрація

монооксида вуглецю збільшується на 8-12 %, що зв'язано з більш повною взаємодією кисню з розплавом.

Отримані результати показують принципову можливість аналізу концентрації газів в агрегаті при продуванні киснем зверху через фурму, що дозволяє досліджувати вплив конструктивних особливостей фурми (висота, кут нахилу сопел, діаметри отворів сопел фурми) і технологічних параметрів продування (тиск, витрата кисню й швидкості дуття) на розподіл концентрацій газів, і на роботу агрегату в цілому.

ВИСНОВКИ ДО РОЗДІЛУ 2

1. Визначені раціональні геометричні характеристики дуттьового пристрою залежно від безрозмірного критерію K , що враховує відношення глибини лунок до діаметра реакційної зони й інтенсивності перемішування розплаву. Величина діаметрів сопел від 12 до 15 мм і кутів їх нахилу від 20 до 50° при комбінованому їх розташуванні забезпечує значення критерію K рівним 1,018 і інтенсивність перемішування 8,52.

2. Виконані розрахунки й отримана залежність величини коефіцієнта допалювання від тривалості продування для ДСА. Встановлено, що коефіцієнт допалювання газів, що відходять, в процесі продування ванни ДСА змінюється від 10 до 27 %. Отримано, що при використанні експериментальних фурм із комбінованим розташуванням сопел і кутів їх нахилу у порівнянні зі звичайними, ступінь допалювання газів, що відходять, збільшується на 2-7 %.

3. Виконано дослідження впливу інтенсивності продування розплаву киснем і геометричних характеристик голівки фурми (діаметра й кутів нахилу отворів) на інтенсивність перемішування. Отримано рівняння для визначення величини критерію інтенсивності перемішування при зміні інтенсивності продування розплаву киснем від 2000 до 50000 м³/год.

4. На підставі виконаних розрахунків виготовлений дослідний зразок кисневої фурми для ДСА ПАТ «Запоріжсталь» з кутами нахилу $\alpha = 20^\circ$ й діаметрами сопел фурми 12 мм / 15 мм.

5. На підставі програмного комплексу «Iron-line» при використанні фактичних даних роботи ДСА в умовах 250-т ДСА ПАТ МК «Запоріжсталь» експериментально встановлено вплив газодинамічних характеристик дуттьового пристрою з почерговим розташуванням кутів нахилу і діаметрів

сопел фурми на рух струменів у ванні сталеплавильного агрегату. Визначено, що при збільшенні інтенсивності продування від 2300 до 8000 м³/год і зміні кутів нахилу сопел від 20 до 50° інтенсифікується процес утворення та допалювання СО у ванні сталеплавильного агрегату, що призводить до збільшення швидкості нагріву розплаву з 74,0 до 89,4 °С/год. При цьому, об'ємна частка СО збільшується від нуля (в струмені кисню) до 80% на виході з розплаву.

РОЗДІЛ 3

ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛООБМІНУ В РЕАКЦІЙНИХ ЗОНАХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО АГРЕГАТУ

3.1 Вивчення температурних полів реакційних зон при продуванні ванни сталеплавильного агрегату киснем

У роботі [193] Явойским В.І. і Дорофеевым Г.Л. вивчена взаємодія верхнього зануреного кисневого струменя з розплавом.

Баптимизанский В.І. у роботах [143,194-196] зробив експериментальні дослідження на гарячих моделях і дослідно-промислових установках, які дозволили виявити чотири послідовні періоди процесу виплавлення сталі при продуванні її киснем, що характеризуються зміною, домішок у розплаві й швидкістю їх окиснення.

По даним Явойского В.І. і Сизова А.М. в [197] визначений розподіл ізотерм факела дуття при продуванні ванни киснем.

У даній роботі з метою визначення умов перегріву реакційної зони щодо периферійної частини ванни й оцінки градієнтів температур кожної реакційної зони вирішені наступні завдання:

- розглянуті відомі теоретичні дані про взаємодію кисневого факела з розплавом у реакційній зоні;
- побудовані температурні поля реакційної зони у ванні сталеплавильного агрегату за даними дослідно-промислових випробувань.

Згідно [119] структурна особливість зони взаємодії кисневих струменів дуття з рідким металом свідчить про досить складну гідродинамічну картину в реакційних зонах (рис. 1.3): зона І (високотемпературна зона з температурами в інтервалі 1800-2500°). При цьому вона займає відносно невеликий об'єм, що обумовлює специфіку теплообміну, температурного й концентраційного полів у ванні сталеплавильного агрегату.

За результатами робіт [119, 195] температурне поле в реакційній зоні перебуває в широкому діапазоні значень – 2500°С і вище. При цьому автори відмічають, що агресивне середовище при кипінні ванни практично виключає

можливості прямого точного аналізу температури реакційної зони термопарами.

За даними приведеними у роботах [118, 119, 197] (рис.1.4) перемішування високотемпературного оксиду заліза, що надходить із області *I*, з більш холодним розплавом ($t \approx 1400 - 1500$ °C), визначає зниження температури в області *II* у порівнянні з областю *I*. Границю вторинної реакційної зони від об'єму іншої ванни відокремлює область підвищених температур ($t \approx 1700-1900$ °C), яка характеризується відносно постійними температурами. Область *II* має дві зони, що відрізняються характером і інтенсивністю газоутворення: 1) проміжна зона з підвищеними температурами ($t \approx 1700 - 1900$ °C) і посиленням газовиділенням; 2) зовнішня зона — з температурою, що наближається на периферії факела до температури розплаву. Об'єм зони *II* змінюється в процесі продування, знижуючись зі зменшенням концентрації вуглецю в розплаві. Великі газові об'єми CO, що утворюються в цій зоні періодично спливають на поверхню ванни, викликаючи сильні сплески. Допалювання об'ємів CO, що попадають в область *I* підвищує її температуру до $t \approx 2300 - 2500$ °C і інтенсифікує процеси у ванні.

Згідно [117-119] (рис. 1.3) по мірі зменшення концентрації вуглецю, особливо при $[C] < 0,3$ %, і зниженні швидкості його окиснення область *II* зменшується й при $[C] < 0,1$ % зникає зовсім. Факел складається в цьому випадку тільки із центральної зони *I*.

Відомо, що розміри реакційної зони за інших рівних умов продування визначаються змістом вуглецю в металі.

Виміри, виконані в роботах [202, 203, 271] із застосуванням оптичного пірометра при продуванні металу струменем кисню в сталеплавильних агрегатах, дозволили встановити, що величина перегріву над температурою ванни становить 500-900 °C.

В даній роботі виконано ряд вимірів температур при проведенні балансових плавок на ДСА. Проведені експерименти на дослідно-промислових установках [198, 199] підтверджують теоретичні дані, наведені

в роботах авторів [197, 200] на підставі яких побудований графік температурного поля реакційної зони (рис. 3.1). При цьому за допомогою тепловизора NEC H2640 (NEC Avio infrared Technologies Co. Ltd., Японія, точність вимірювання $\pm 2\%$) і інфрачервоного пірометра Raynger (Raytek, США, точність вимірювання $\pm 1\%$) з додатковими блоками виконано визначення температур. Для проведення вимірів у склепінні печі було зроблено два отвори (біля місця опускання фурми в робочий простір ванни): через перший – виконувалися виміри пірометром та тепловизором, а через другий – проводили перевірку вимірів на достовірність (апробацію) за допомогою термопар та приладу «Термокон-1» (у межах робочого діапазону термопар і приладу «Термокон-1»). При цьому виміри відповідають центральному перетину осі фурм.

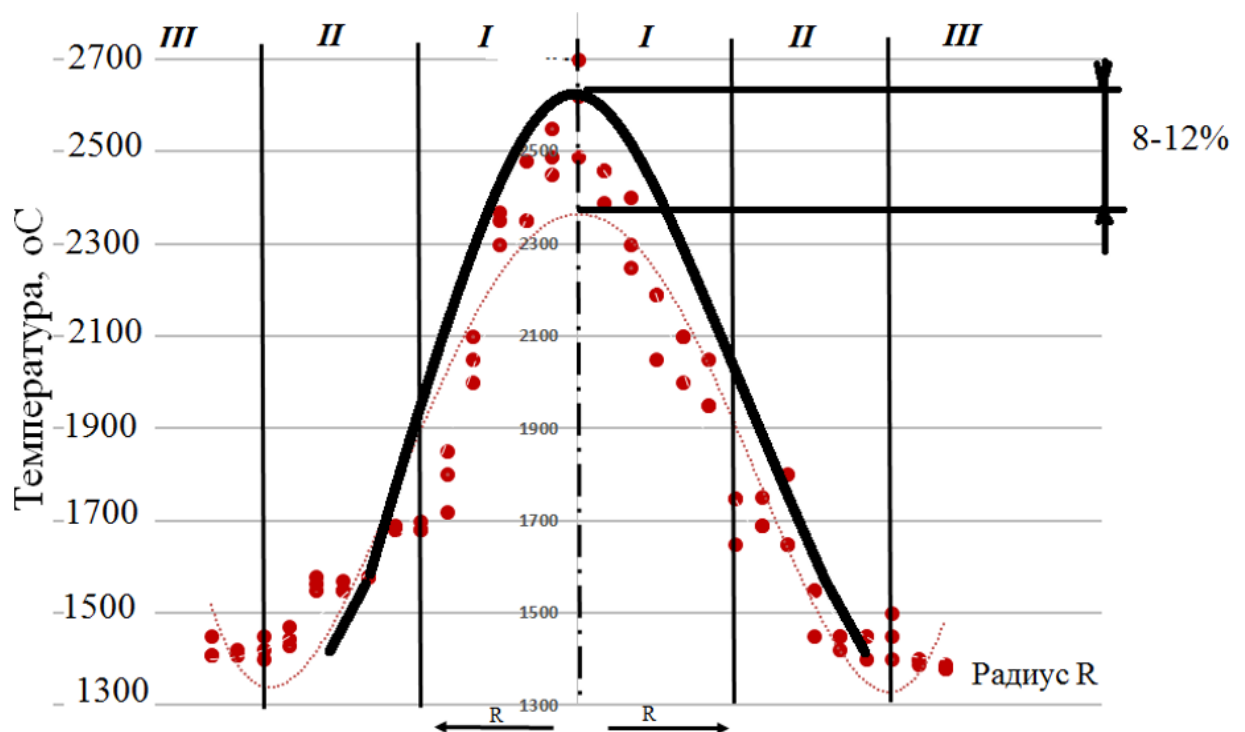


Рисунок 3.1 Температурне поле реакційної зони й ванни: - теоретичні данні по [197, 200]; — - експериментальні данні (отриманні в цій роботі)

За результатами експериментів при проведенні балансових плавок на ДСА уточнено уявлення про температурне поле реакційних зон: температурне

поле в реакційній зоні I досягає значень 2620-2700 °C проти 2300 – 2500 °C (по [197, 200]), що вище на 200-320 °C (8-12 %) раніше отриманих значень.

З рисунку 3.1 видно, що максимальна температура досягається на осі первинної реакційної зони I.

Залежність отримана для умов ДСА ПАТ МК «Запоріжсталь» [201].

На підставі експериментальних даних, описаних раніше, отримано рівняння (3.1), яке більш точно (на 8-12 %) описує досліджуваний процес:

$$t_{p,z} = 527 * Rv^4 - 15,13 * Rv^3 - 1474,8 * Rv^2 + 17,17 * Rv + 2364 \quad (3.1)$$

Рівняння (3.1) справедливе для меж 0,01 – 0,5 м.

З залежності впливу радіуса реакційних зон на температуру по рівнянню (3.1) можна визначити температуру в кожній частині реакційних зон.

Порівняння дослідних даних (рис. 3.1) з даними літературних джерел [118, 197] свідчать про добру збіжність результатів дослідження. При цьому $R^2 = 0,95$, що говорить про збіжність розрахункових і фактичних даних, отриманих у даній роботі.

При цьому, слід зазначити, що зі збільшенням відстані від осі реакційної зони по її радіусу температура зменшується. Причиною тому є те, що в результаті змішування потоку газу і металу, швидкість газового потоку знижується. Це призводить до зменшення швидкості горіння крапель металу і збільшенню витрат теплоти, викликає зниження температур горіння у первинній реакційній зоні.

Переміщення металу поза реакційною зоною здійснюється потоками значних розмірів. Потоки більш нагрітого металу, що виходять із реакційної зони, за допомогою конвективного теплообміну, поширюються на більшу частину досягаючи навіть футеровки.

Таким чином, проведені експерименти на дослідно-промислових установках підтверджують теоретичні дані, на підставі яких побудований графік температурного поля реакційних зон і отримана залежність, що дозволяє визначити температуру в кожній частині досліджуваної ванни. Оскільки основне виділення теплоти й значний перегрів над температурою ванни спостерігається в первинній зоні продування, то найбільш доцільним з

теплотехнічної точки зору слід рекомендувати дуттьовий режим продування з допалюванням оксидів вуглецю струменями кисню при їхній подачі на поверхню вторинної зони продування.

3.2 Дослідження реакційної зони взаємодії кисневих струменів з розплавом у сталеплавильному агрегаті

Питанню вивчення реакційної зони взаємодії кисневих струменів з розплавом на сталеплавильному агрегаті при верхньому кисневому продуванні присвячений ряд робіт.

Зарвин Е.Я., Чернятевич А.Г., Волович М.І. у роботі [202] вивчали процес продування ванни сталеплавильного агрегату з використанням фотокінозйомки. У роботі [193] авторами складена докладна картина явищ у реакційній зоні. Баптизманський В.І., Охотський В.Б., Просвирин К.З в [229] досліджували фізико-хімічні процеси в реакційній зоні при продуванні розплаву киснем. У роботах [204, 205] розглядалися параметри й форма реакційних зон у сталеплавильних агрегатах при проектуванні й застосуванні експериментальних фурм.

Інтенсивні бризки й наявність факела допалювання СО в районі фурми зафіксоване методом фотографування в роботах [236, 237].

При цьому, при розгляді впливу на факел сторонніх потоків газів, розглядається, головним чином, вплив потоку, що виділяється з реакційної зони, монооксида вуглецю, який утворювався при взаємодії кисню з розплавом та шлаком у ванни сталеплавильного агрегату.

Відповідно до методики [202] «По визначенню макрокартини фізичних явищ у реакційній зоні сталеплавильного агрегату при продуванні багатосопловими фурмами» і [204] по «Дослідженню структури й параметрів реакційних зон при верхньому продуванні стосовно до проектування фурм» проведено 55 балансових плавок при продуванні ванни сталеплавильного агрегату ДСА ПАТ МК «Запоріжсталь», у ході яких отримані відомості про характер макрофізичних процесів, що протікають у реакційній зоні [208]. Експерименти проводилися при використанні дослідних фурм ($d_c = 12/15$ мм, $\alpha_c = 20/50^\circ$) з витратою кисню від 1800 м³/год. Зйомка теплограмм проводилася

тепловизором NEC H2640 (NEC Avio infrared Technologies Co. Ltd., Японія) і інфрачервоним пірометром Raynger (Raytek, США) з додатковими блоками. Виміри відповідають центральному перетину осі фурм.

Вимірювання довжини факела проводилося за допомогою горизонтальних і вертикальних відміток на рамі завалювальних вікон. Розмітка виконана за допомогою лінійки вимірювальної металевою 1000 СТІЗ (повірена і внесена до Державного реєстру засобів вимірювальної техніки).

На деяких фрагментах зйомки вдалося зафіксувати, що виділення СО протікало декількома окремими зонами, відповідними до струменів кисню, що впроваджувалися у ванну з кожного сопла фурми. Діаметр площі СО, що виділяється з однієї такої зони становить 0,25-0,31 м. У межах факела біля фурми по колу радіусом до 0,7 м спостерігаються сплески металу, що вилітають на висоту 0,4-0,6 м. При цьому зафіксовано виліт великих (довжиною 0,05-0,35 м, діаметром 0,03-0,04 м) та дрібних (діаметром 0,01-0,02 м) бризок. Інтенсивність появи бризок й загальний діаметр факелу біля фурм знижується зі зниженням концентрації вуглецю в розплаві.

У результаті кінозйомки процесу кипіння ванни ДСА на ділянках, віддалених від кисневої фурми вдалося підтвердити отримані раніше дані про параметри, форми й рух бульбашок, що перетинають границю розділу шлак – газ і спостерігати механізм руйнування бульбашок на поверхні ванни. Докладний розгляд механізму утворення й руйнування бульбашок наведено в Главі 4 цієї роботи. При цьому, з подачею кисню через розташовану над поверхнею ванни фурму фіксувалися режими взаємодії дуття з розплавом у міру збільшення тиску струменя на ванну при зміні інтенсивності продування. При робочому режимі продування з розташуванням голівки фурми на границі шлак-метал і вище в межах кола з радіусом до 0,5-0,8 м спостерігається формування околофурменного факела (рис. 3.2, 3.3) догорання, що утворюється в результаті змішування потоку монооксида вуглецю, що виділяється з реакційної зони, з потоком повітря, який рухається у ДСА з однієї ванни в іншу під дією тяги, яка створюється димовідводячими шиберами.

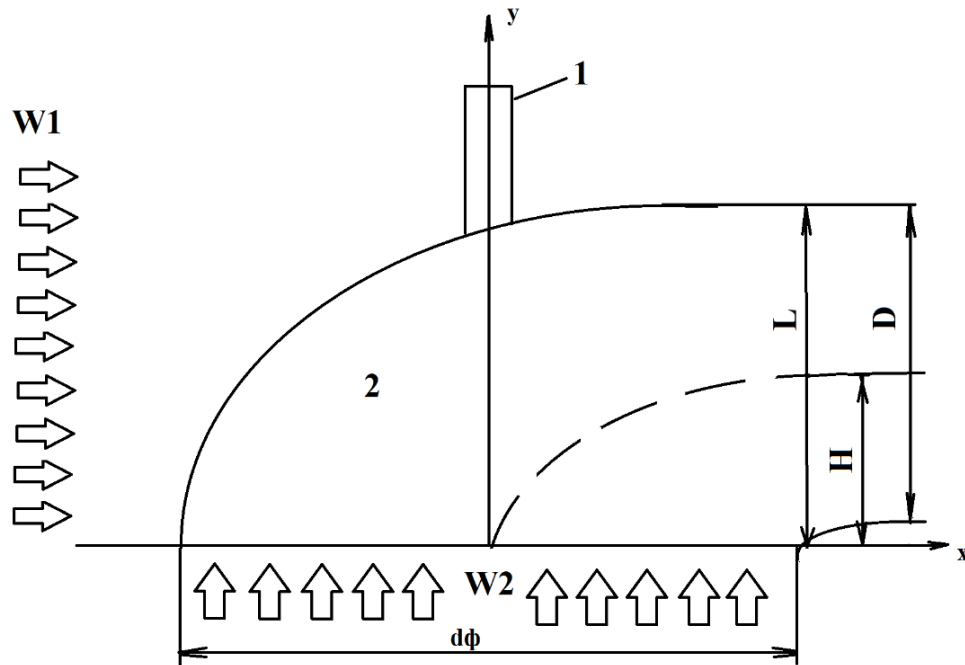


Рисунок 3.2 Схема факела, що утворюється при продуванні ванни ($[C]=3\%$ з витратою кисню через фурму $2000 \text{ м}^3/\text{год}$: 1 – фурма; 2- факел; $W1$ – швидкість потоку, що зноситься димовими газами; $W2$ – швидкість потоку монооксида вуглецю

Форма факелу біля фурми характерна для струменів, що вдуваються в потік, що зноситься (рис. 3.3).

При фіксації фотозйомкою видно, що факел зноситься вправо від корпусу фурми (по ходу руху газів, що відходять). При цьому у факел підсмоктується CO , що виділяється з розплаву й на відстані $0,4-0,5 \text{ м}$ від фурми відбувається його запалення.

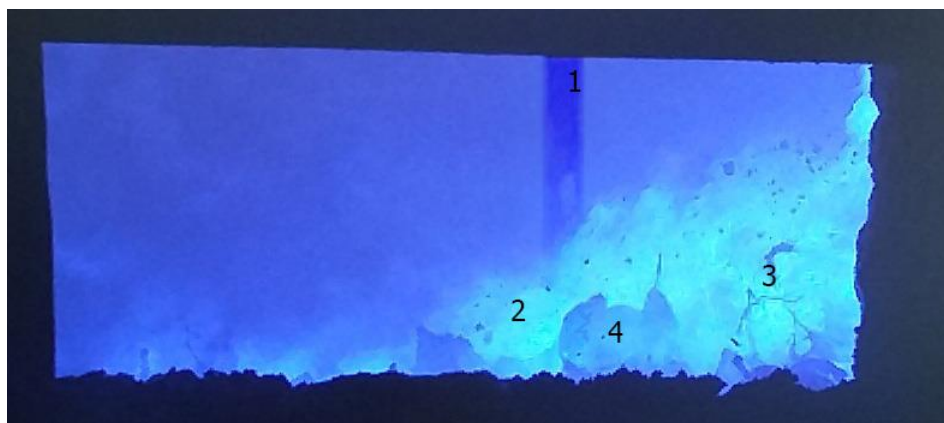


Рисунок 3.3 Фото факела, що утворюється при продуванні ванни ($[C]=3\%$ з витратою кисню через фурму $2000 \text{ м}^3/\text{год}$: 1 – фурма; 2- факел; 3 – сплески металу; 4 –бульбашка CO у період розриву оксидної плівки

Загальна схема ДСА з факелом, що утворюються при продуванні ванни зображена на рисунку 3.4.



Рисунок 3.4 Загальна схема ДСА з факелом, що утворюються при продуванні ванни ($[C]=3\%$ з витратою кисню через кожну фурму $2000 \text{ м}^3/\text{год}$: 1 – фурма; 2- факел; 3 – металобрухт; 4 – розплав; 5- потік, що зносить; 6- кисневий факел; 7-бульбашки CO ; 8 –газо-повітряний пальник

Формування факела по довжині ванни, що зноситься потоком димових газів при різній концентрації вуглецю в розплаві наведено на рисунку 3.5.

На підставі фотофіксації й вимірів температур видимої частини факела, що зноситься, на ДСА протягом усієї тривалості продування побудована залежність зміни довжини й температури факела, при різній концентрації вуглецю в розплаві (рис. 3.6). З рисунку 3.6 видно, що довжина й температура видимої частини факела, що зноситься (рис. 3.6) при зменшенні концентрації вуглецю $[C]$ з $4,0 \%$ до $0,1 \%$ монотонно знижуються залежно від зниження концентрації вуглецю в розплаві, а при концентрації $[C] = 0,1 \%$ і нижче факел відсутній.

При цьому мають місце деякі відхилення від спостережуваної залежності в діапазоні $[C] = 2,5-4,0 \%$, що пов'язане з інтенсивним пилоутворенням як механічного, так і випарного походження при кипінні ванни, яке може впливати на вимір температури видимої довжини факела.



а)



б)



в)



г)

Рисунок 3.5 Формування факела по довжині ванни, що зноситься потоком димових газів при різній концентрації вуглецю в розплаві: а) $[C] = 1,0 \%$; б) $[C] = 2,0 \%$; в) $[C] = 2,7 \%$; г) $[C] = 3,5 \%$

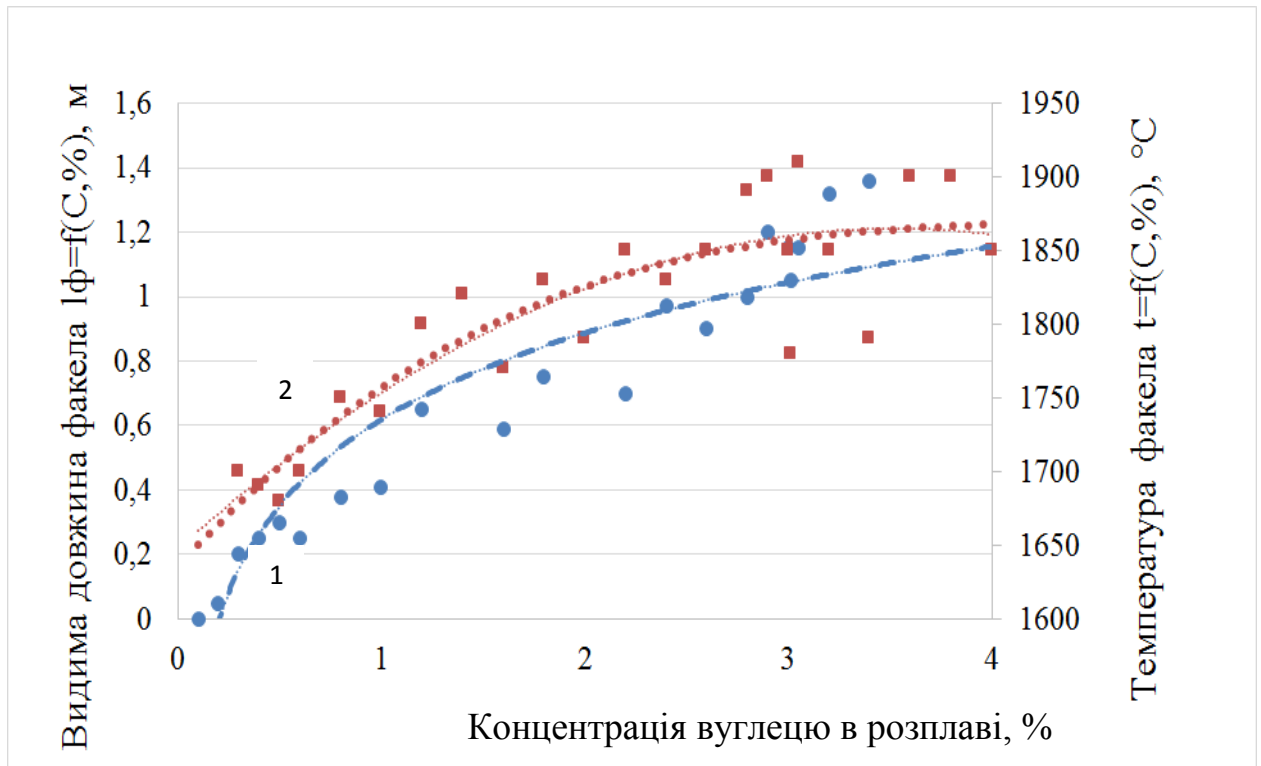


Рисунок 3.6 Зміна довжини й температури факела, що зноситься, на ДСА при різній концентрації вуглецю в розплаві (при інтенсивності продування киснем 2200 м³/год): 1- • - довжина факела, що зноситься (експеримент); 2- ■ - температура факела, що зноситься (експеримент)

За результатами обробки фактичних даних згідно результатів експериментів на ДСА отримані залежності для визначення довжини й температури зміщеного факела залежно від концентрації вуглецю в розплаві:

- довжина факела, що зноситься від концентрації вуглецю в розплаві, м:

$$l_{\phi} = 0,4195 * \ln([C]) + 0,59, R^2=0,85, \quad \text{при } 0,1 \leq [C] \leq 4,0 \%. \quad (3.2)$$

Відносна похибка при апробації рівняння регресії склала 1,5 -2,1 %.

- температура факела, що зноситься від концентрації вуглецю в розплаві, м:

$$t_{\phi} = -19,53 * [C]^2 + 129,85 * [C] + 1644, \\ R^2 = 0,81, \text{ при } 0,1 \leq [C] \leq 4,0 \%, \quad (3.3)$$

Відносна похибка при апробації рівняння регресії склала 1,7 -2,5 %.

З метою детального аналізу температурних полів видимої частини факела виконана розбивка факела по довжині на 3 умовних ділянки (зони). Кожну зону розділили на 2 вертикальних частині (верхню й нижню) і 2 горизонтальних частини (початок і закінчення зони). Схематичне зображення контурів видимої частини температурних полів факела, що зноситься, у загальному виді з поділом на умовні зони зображено на рисунку 4.7.

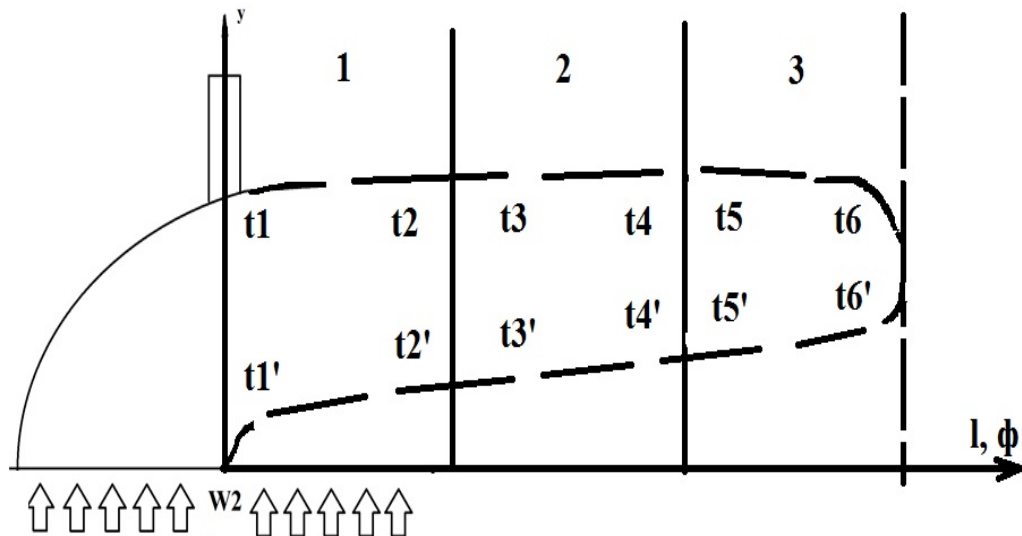


Рисунок 3.7 Схематичне зображення контурів видимої частини температурних полів факела, що зноситься, у загальному виді за результатами вимірів на ДСА: 1, 2, 3 – зони факела, t1-t6 – місця вимірів температур верхньої частини факела; t1'-t6' – місця вимірів температур нижньої частини факела

По окремій програмі випробувань на 8 балансових плавках проведено 8 дослідних вимірів видимої частини температурних полів факела, що зноситься: 4 дослідних вимірів на базових фурмах (а) з однаковим кутом нахилу сопел до розплаву (30°) і 4 дослідних вимірів на експериментальних фурмах (б) з комбінованим розташуванням отворів і сопел до розплаву при зміні інтенсивності продування ванни киснем від 1800 до 2400 м³/год при концентрації вуглецю в розплаві 3 %.

Виміри проводилися інфрачервоним пірометром Raynger 3i і тепловизором NEC H2640.

Результати вимірів контурів видимої частини температурних полів факела, на базових (а) і експериментальних (б) фурмах схематично зображені на рисунку 3.8. і зведено в таблиці 3.1, 3.2, а також побудовані залежності на рисунку 3.8-3.12.

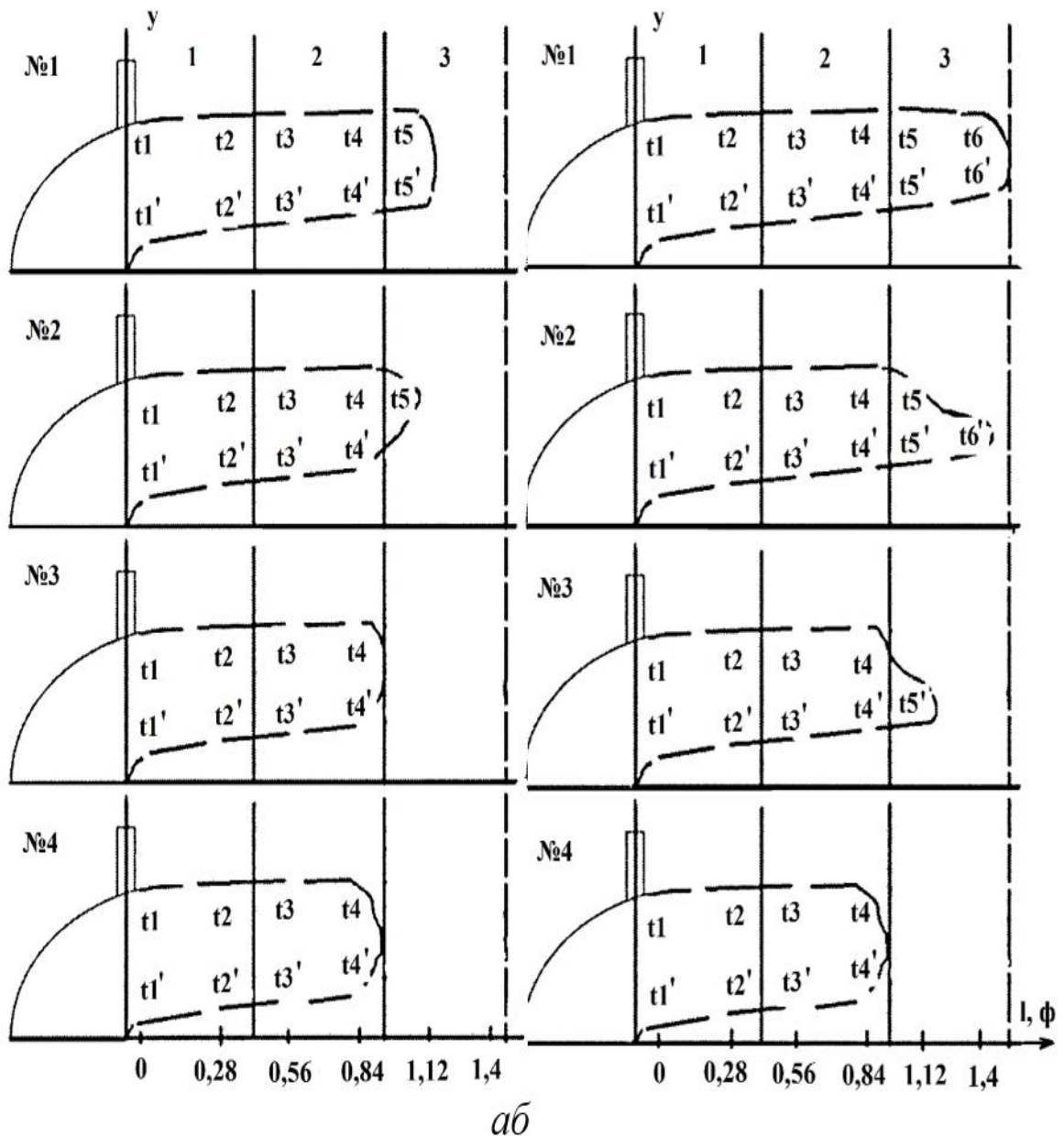


Рисунок 3.8 Схематичне зображення контурів видимої частини температурних полів факела, що зносить, на базових (а) і експериментальних (б) фурмах за результатами вимірів на ДСА при різних інтенсивностях продування ванни киснем: 1, 2, 3 – зони факела, t1-t6 – місця вимірів температур верхньої частини факела, °С; t1'-t6' – місця вимірів температур нижньої частини факела, °С; l_{ϕ} - довжина факела, м

Таблиця 3.1

Результати вимірів температурних полів факела, що зноситься, на ДСА (базові фурми) при концентрації вуглецю 3 %

№ досліджу	Витрата кисню, м³/год	Значення температур по умовних зонах факела								
		1		2		3				
Довжина ділянки, м		0	0,28	0,56	0,84	1,12	1,4	Довжина видимої частини факела, м	інтенсивніст ь пульсацій, с	Примітка
Позначенн я	нижня частина	t ₁	t ₂	t ₃	t ₄	t ₅	t ₆			
	верхня частина	t ₁ '	t ₂ '	t ₃ '	t ₄ '	t ₅ '	t ₆ '			
1	2400	1700	1750	1863	1790	1730	-	1,05- 1,15	1	Організація факела добра, факел потужний
		1800	1820	1890	1770	1800	-			
середнє		1750	1785	1877	1780	1765	-			
2	2200	1705	1790	1830	1850	1730	-	0,9-1,1	до 2	Організація факела добра, факел потужний
		1775	1800	1890	1875	-	-			
середнє		1740	1795	1860	1863	1730	-			
3	2000	1730	1785	1780	1730	-	-	0,8-0,85	2-3	Організація факела добра, факел потужний
		1700	1705	1782	1755	-	-			
середнє		1715	1745	1781	1743	-	-			
4	1800	1700	1790	1815	1770	-	-	0,65-0,7	3-4	Організація факела погіршилася, факел став ширше й коротше
		1750	1793	1845	1805	-	-			
середнє		1725	1792	1830	1788	-	-			

Таблиця 3.2

Результати вимірів температурних полів факела, що зноситься, на ДСА (експериментальні фурми) при концентрації вуглецю 3 %

№ досліджу	Витрата кисню, м ³ /год	Значення температур по умовних зонах факела								
		1		2		3				
Довжина ділянки, м		0	0,28	0,56	0,84	1,12	1,4	Довжина видимої частини факела, м	інтенсивність пульсацій, з	Примітка
Позначення	нижня частина	t ₁	t ₂	t ₃	t ₄	t ₅	t ₆			
	верхня частина	t ₁ '	t ₂ '	t ₃ '	t ₄ '	t ₅ '	t ₆ '			
1	2400	1790	1854	1898	1808	1799	1761	1,3-1,4	1	Організація факела добра, факел потужний
середнє		1830	1885	1911	1797	1843	1804			
		1810	1870	1905	1803	1821	1783			
2	2200	1748	1820	1871	1870	1820	-	1,2-1,25	до 2	Організація факела добра, факел потужний
середнє		1810	1843	1920	1909	1848	1820			
		1779	1832	1896	1890	1834	1820			
3	2000	1782	1820	1783	1778	-	-	0,95-1,05	2-3	Організація факела добра, факел потужний
середнє		1720	1743	1811	1784	1750	-			
		1751	1782	1797	1781	1750	-			
4	1800	1715	1830	1852	1807	-	-	0,7-0,85	3-4	Організація факела погіршилася, факел став ширше й коротше
середнє		1790	1833	1882	1838	-	-			
		1753	1832	1867	1823	-	-			

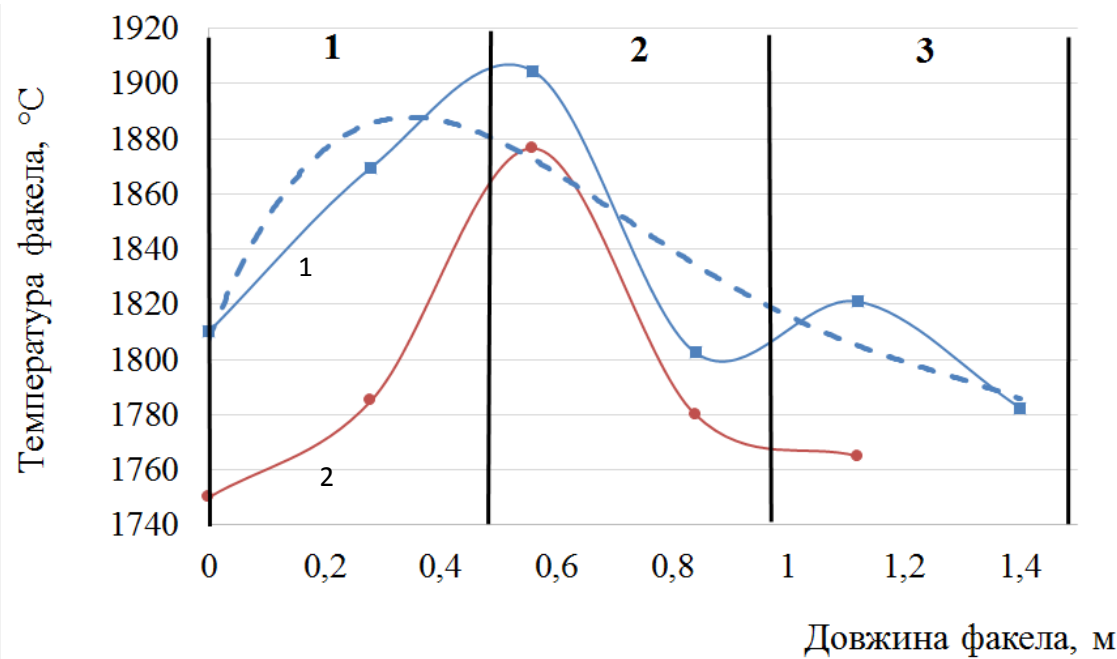


Рисунок 3.9 Розподіл температурних полів факела, що зноситься, при використанні експериментальної й базової фурм при концентрації вуглецю 3 %, пунктиром відзначена розрахункова залежність для експериментальні фурми при інтенсивності продування розплаву киснем 2400 м³/год (дослід № 1): 1—■— дослідна фурма; 2—●— базова фурма; - - - поліноміальна (дослідна фурма)

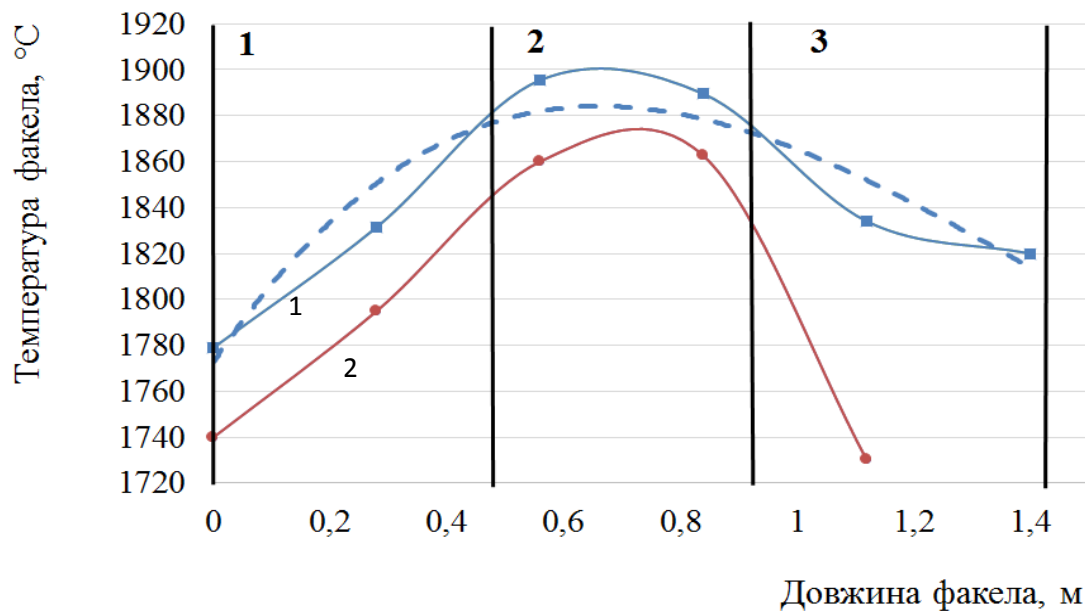


Рисунок 3.10 Розподіл температурних полів факела, що зноситься, при використанні експериментальної й базової фурм при концентрації вуглецю 3 %, пунктиром відзначена розрахункова залежність для експериментальні фурми при інтенсивності продування розплаву киснем 2200 м³/год (дослід № 2): 1—■— дослідна фурма; 2—●— базова фурма; - - - поліноміальна (дослідна фурма)

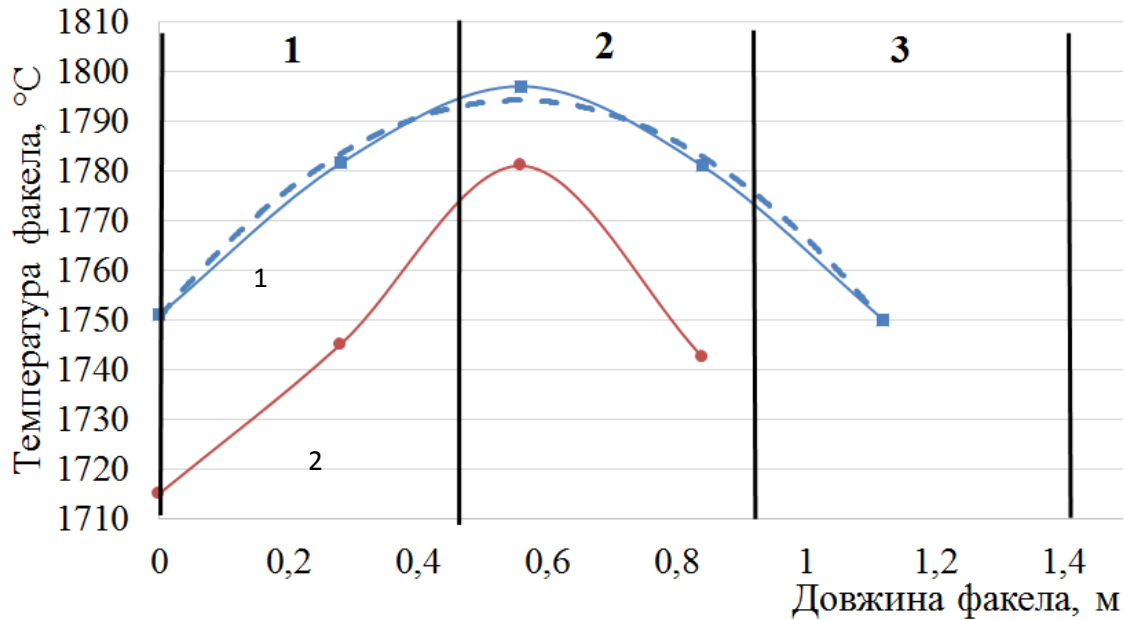


Рисунок 3.11 Розподіл температурних полів факела, що зноситься, при використанні експериментальної й базової фурм при концентрації вуглецю 3 %, пунктиром відзначена розрахункова залежність для експериментальні фурми при інтенсивності продування розплаву киснем 2000 м³/год (дослід № 3): 1 —■— дослідна фурма; 2 —●— базова фурма; - - - поліноміальна (дослідна фурма)

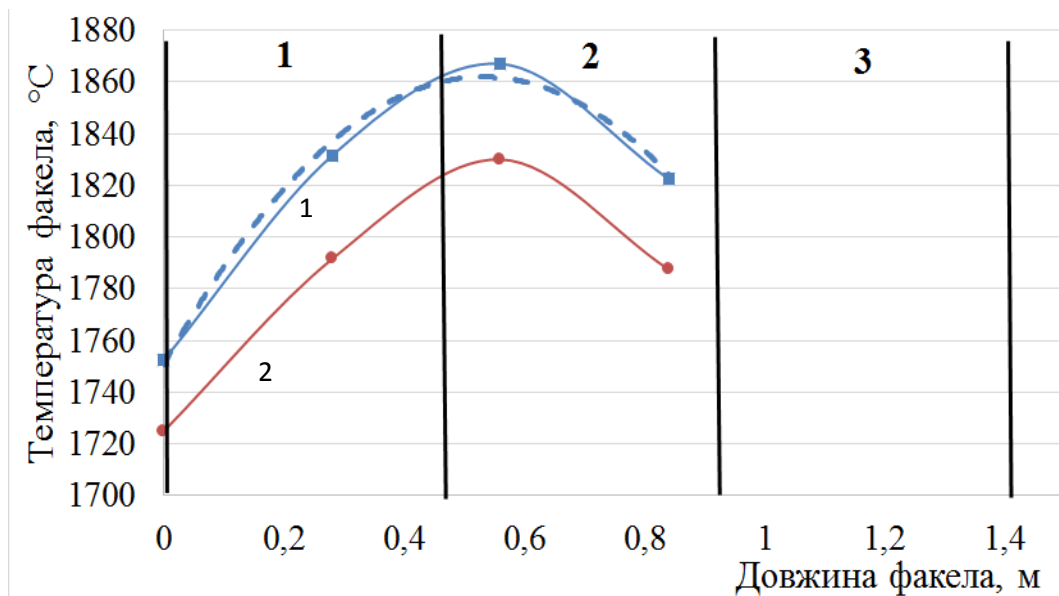


Рисунок 3.12 Розподіл температурних полів факела, що зноситься, при використанні експериментальної й базової фурм при концентрації вуглецю 3 %, пунктиром відзначена розрахункова залежність для експериментальні фурми при інтенсивності продування розплаву киснем 1800 м³/год (дослід № 4): 1 —■— дослідна фурма; 2 —●— базова фурма; - - - поліноміальна (дослідна фурма)

З аналізу результатів експериментів видно, що як при використанні фурм базової конструкції (дослід №1-4, рис. 3.8 а), так і при використанні експериментальних фурм (дослід №1-4, рис. 3.8 б) при збільшенні інтенсивності продування ванни киснем від 1800 до 2400 м³/год (на одну фурму) довжина факела і його температура збільшується від 0,65-0,70 до 1,05-1,15 м (базові фурми) і від 0,70-0,85 до 1,30-1,40 м (експериментальні фурми). При цьому на обох типах фурм у досліді №1-3 організація факела добра, факел потужний; у досліді №4 організація факела помітно погіршувалася, факел ставав ширше й коротше, при збільшенні інтенсивності пульсацій до 3-4 секунд.

З таблиць 3.1, 3.2 і рисунку 3.9-3.12 видно, що величина температурних полів факела, що зноситься, на дослідних фурмах у порівнянні з базовими збільшується на 16-104 °С (середнє 42 °С): у зоні №1 на 28-85 °С, у зоні №2 на 16-38 °С, у зоні №3 на 27-104 °С. З наведеного аналізу видно, що розміри й температура факела прямо залежать від інтенсивності продування. При цьому, найбільш раціональними є параметри й результати досліді №2.

Порівнюючи результати температурних полів факела, що зноситься, отриманих у досліді № 2 на експериментальних фурмах, зі значеннями, отриманими при використанні фурм базової конструкції при аналогічних параметрах подаваних енергоносіїв (інтенсивність продування 2200 м³/год), можна зробити висновок, що застосування фурм нової конструкції (при збільшенні кута нахилу сопел до 50° і комбінуванні розташування діаметрів сопел від 10 до 20 мм) дозволяє:

- поліпшити організацію факела, що зноситься, у т.ч.:
- збільшити довжину факела на 0,15–0,3 м (з 0,9–1,1 до 1,2–1,25 м);
- збільшити температуру факела на 49–97 °С (з 1730–1798 до 1779–1895 °С);
- поліпшити рівномірність структури факела;
- збільшити поверхню теплообміну факела з ванною;
- поліпшити нагрівальну здатність ванни сталеплавильного агрегату.

Це пояснюється збільшенням інтенсивності виділення CO із ванни через збільшення інтенсивності перемішування ванни струменем кисню. Як наслідок, відбувається більш інтенсивне допалювання CO, збільшення випромінювальної здатності, температури й площі випромінюючої поверхні факела.

На підставі отриманих залежностей для ДСА, задаючись величиною інтенсивності продування ванни киснем, можна визначити температуру факела, що зноситься, у кожному місці факела по наступних рівняннях (табл. 3.3).

Таблиця 3.3

Залежність температури факела, що зноситься, від інтенсивності продування ванни киснем і довжини факела

Інтенсивність продування, м ³ /год	Рівняння	R	номер
1800	$t_{\phi} = -393,8 \cdot l_{\phi}^2 + 418,4 \cdot l_{\phi} + 1750$	0.95	(4.4)
2000	$t_{\phi} = -140,7 \cdot l_{\phi}^2 + 156,7 \cdot l_{\phi} + 1750$	0.95	(4.5)
2200	$t_{\phi} = 89,2 \cdot l_{\phi}^3 - 371,9 \cdot l_{\phi}^2 + 375,3 \cdot l_{\phi} + 1772$	0.89	(4.6)
2400	$t_{\phi} = -220 \cdot l_{\phi}^4 + 874 \cdot l_{\phi}^3 - 1197 \cdot l_{\phi}^2 + 552 \cdot l_{\phi} + 1806$	0,83	(4.7)

Для розглянутих вище умов визначимо параметри реакційної зони при продуванні розплаву киснем, при яких утворюється факел, що зноситься, і порівняємо їх з величинами температурних полів, отриманих дослідним шляхом.

Розрахунки параметрів виконані для умов двохванного сталеплавильного агрегату ПАТ МК «Запоріжсталь» по формулах раніше наведеним у Главі 2 цієї роботи. Результати розрахунків зведені в табл. 3.4 і представлені на рисунку 3.13.

Таблиця 3.4

Значення температур зміщеного факела, при різних параметрах реакційної зони при продуванні розплаву киснем

I_{O_2} , м ³ /год	α , град	$V_{CO}^{отх}$, м ³ /с	$D_{p.з.}$, м	U , м/с	V_c , м/с	$t_{ф*}$, °C
1800	10	72,5	0,088	8,064	9,032	1818
	20	72,5	0,123	7,653	8,826	1828
	30	72,5	0,155	7,077	8,538	1838
	40	72,5	0,185	6,303	8,152	1848
	50	72,5	0,211	5,283	7,641	1858
2000	10	74,8	0,088	8,064	9,032	1772
	20	74,8	0,123	7,653	8,826	1782
	30	74,8	0,155	7,077	8,538	1792
	40	74,8	0,185	6,303	8,152	1802
	50	74,8	0,211	5,283	7,641	1812
2200	10	77,4	0,088	8,064	9,032	1841
	20	77,4	0,123	7,653	8,826	1851
	30	77,4	0,155	7,077	8,538	1861
	40	77,4	0,185	6,303	8,152	1871
	50	77,4	0,211	5,283	7,641	1881
2400	10	78,0	0,088	8,064	9,032	1831
	20	78,0	0,123	7,653	8,826	1841
	30	78,0	0,155	7,077	8,538	1851
	40	78,0	0,185	6,303	8,152	1861
	50	78,0	0,211	5,283	7,641	1871

$t_{ф*}$ - температури факела, визначені за результатами експерименту, °C.

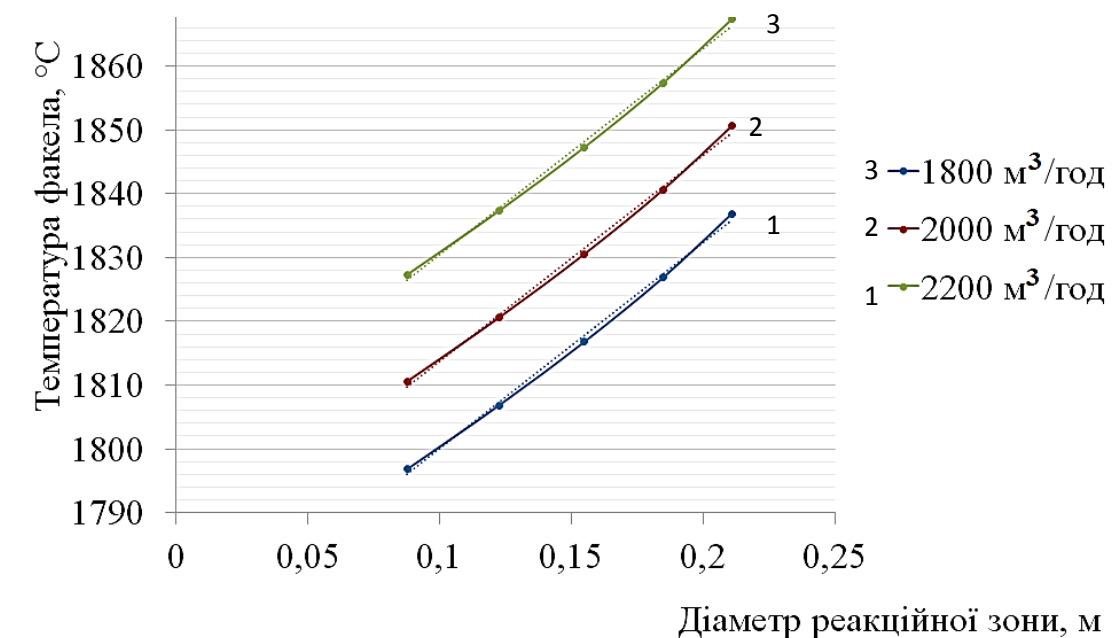


Рисунок 3.13 Вплив діаметра реакційної зони на температуру факела, що зноситься, при різних інтенсивностях продування

За результатами обробки результатів експерименту й виконаних розрахунків на ДСА отримано рівняння регресії для визначення температури зміщеного факела залежно від інтенсивності продування розплаву киснем, кута нахилу сопел фурми до розплаву й об'єм газу, який виділяється із зони продування та рівняння для визначення температури зміщеного факела залежно від діаметра реакційної зони, °C:

$$t_{\phi} = 1233 - 0,03 * I_{O_2} + \alpha + 8,29 * V_{CO}^{отх}, \quad R^2=0,83 \quad (3.8)$$

Таблиця 3.5

Залежність температури факела, що зноситься, від інтенсивності продування ванни киснем і діаметра реакційної зони

Інтенсивність продування, м ³ /год	Рівняння	R	номер
1800	$t_{\phi}=323,17 * D_{p.z} + 1767,7$	0.99	(3.9)
2000	$t_{\phi}= 323,17 * D_{p.z.} + 1781,4$	0.99	(3.10)
2200	$t_{\phi}= 323,17 * D_{p.z} + 1798,1$	0.99	(3.11)

Відносна похибка при апробації рівняння регресії склала 1,5-1,8 %. Рівняння справедливі для інтенсивності продування від 1800 до 2200 м³/год.

З рисунку 3.13 відзначимо, що при збільшенні діаметра реакційної зони від 0,08 до 0,21 м та при збільшенні інтенсивності продування від 1800 до 2200 м³/год температура факела пропорційно збільшується. При цьому, слід відзначити, що граничною умовою для завдання максимальної інтенсивності продування буде кількість викидів пилу у навколишнє середовище, розрахунок якого приведений у наступному розділі.

3.3 Опалення двухванного сталеплавильного агрегату шляхом допалювання СО

ДСА конструкції інституту «Стальпроект» складається із двох 250-т ванн з'єднаних між собою пережимом. Кожна ванна обладнано трьома кисневими фурмами й трьома газо-повітряними пальниками, розташованими

у склепінні. Двохванна піч повинна працювати таким чином, щоб була рівність холодного й гарячого періодів, що протікають одночасно в різних ваннах. Більш докладно принцип дії й конструкція представлена в підрозділі 2.1.

3.3.1. Постановка завдання

Для оцінки рівномірності нагрівання розплаву й аналізу впливу довжини факела на основні характеристики теплообміну при різних режимах опалення ванн ДСА використовувалась розрахункова модель приведена у роботах [213, 228], заснована на розв'язку в дискретному часі сполученого завдання зовнішнього й внутрішнього теплообміну. У повному обсязі математична модель виплавлення сталі в ДСА представлена в додатку Б. Вирішення завдання зовнішнього теплообміну виконали з використанням спрощеного резольвентного зонального методу [209-212] при наступних допущеннях:

- 1) розплав, що нагрівається, розподілений рівномірно на поверхні поду ванни в один шар без зазорів, що дозволяє представити метал у вигляді пластини з товщиною рівній товщині розплаву;
- 2) факел на поверхні металу забезпечує симетричний по товщині ванни нагрів розплаву;
- 3) тіла, що брати участь у променистому теплообміні (метал, кладка, продукти згоряння), є сірими, а ефективне випромінювання й відбиття променистої енергії поверхнями металу й кладки (поверхневих зон) – дифузійним;
- 4) температури поверхневих зон мають відоме значення (за даними експерименту);
- 4) шаром шлаку зневажаємо, тому що основне скачування шлаків починається наприкінці періоду плавлення;
- 5) відповідно до [212] зневажаємо конвекційним і кондуктивним теплообміном;
- 6) коефіцієнт поглинання середовища не залежить від температури.

З урахуванням прийнятих допущень зональну модель теплообміну в робочому просторі двухванної печі представили замкненою системою, утвореної твердими непрозорими тілами, розділеними поглинаюче-

випромінюючим середовищем. Дана система (рис. 3.14) має вигляд паралелепіпеда з розмірами, відповідними до розмірів робочого простору ванни печі (довжина – 12,1 м, ширина - 3,6 м, висота – 2,56 м).

Для обліку зміни концентрації продуктів згоряння й оптичних властивостей поглинаюче-випромінюючого середовища в напрямку розвитку факела виділену частину робочого простору ванни печі розділили на п'ять рівних ділянок. Така схема розподілу дозволила представити зональну модель зовнішнього теплообміну, що полягає із двадцяти семи зон, у тому числі: п'яти об'ємних зон факела й продуктів згоряння ($I = 1...5$), п'яти плоских поверхневих зон металу ($I = 6...10$), сімнадцяти плоских поверхневих зон кладки ($I = 11...27$).

Факела, які утворюється в результаті догорання потоку монооксида вуглецю, що виділяється з реакційної зони, утворюють зону опалення, об'єднаємо в сукупний факел (далі факел). Факел і продукти згоряння рівномірно по висоті заповнюють розглянуту частину робочого простору, рухаються у двухванном сталеплавильному агрегаті з однієї ванни в іншу під дією тяги, створюваної димовідводячими шиберами, через об'ємні зони ($I = 1...5$). Розрахунки довжини факела залежно від концентрації вуглецю проводяться відповідно до рівняння (3.2) розділу 3 даної роботи.

У межах кожної розрахункової зони значення її абсолютної температури, ступеню чорності й концентрації поглинаючих-випромінюючих компонентів продуктів згоряння (CO_2 , H_2O) приймали постійними, а об'ємне випромінювання газового середовища заміняли еквівалентним дифузійним випромінюванням уявлюваної поверхні, що обмежує газовий об'єм.

Уведемо в розгляд уявлювані абсолютно чорні (умовні) поверхні, які відокремлюють I-у об'ємну газову зону від суміжних J-х об'ємних газових зон, що дозволить представити зональну модель теплообміну у вигляді окремих підсистем.

Утворену в такий спосіб замкнену систему, яка складається з I-го ізотермічного об'єму, поверхневих зон і абсолютно чорних поверхонь будемо називати i-ю підсистемою.

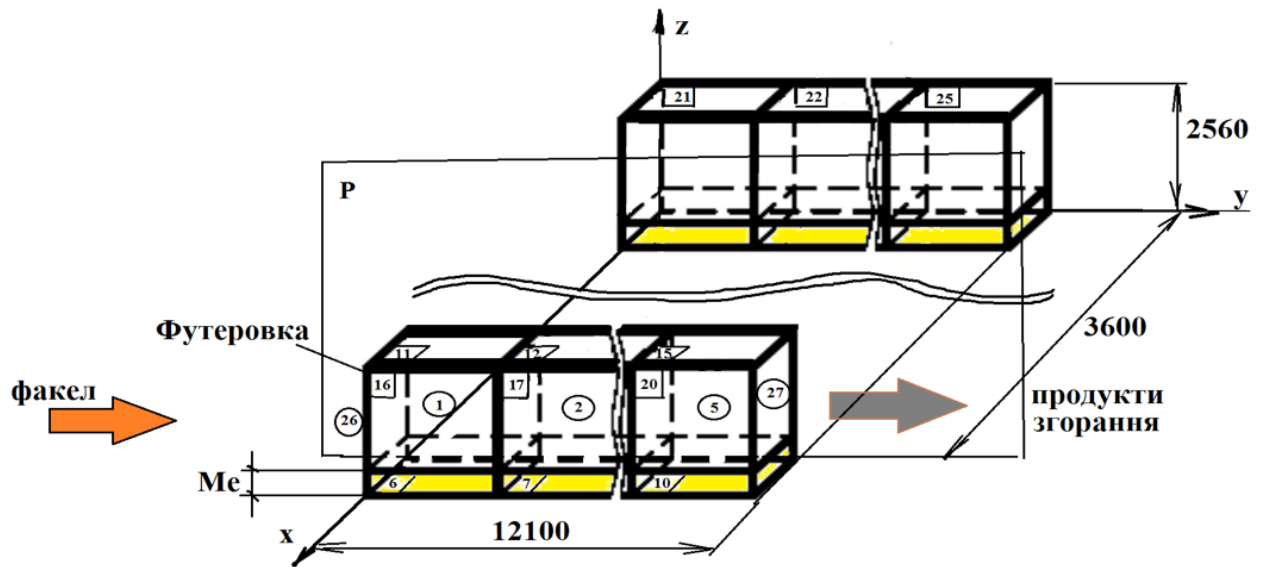


Рисунок 3.14 Схема зональної моделі теплообміну в робочому просторі ванни ДСА

Розрахунок радіаційного теплообміну (РТО) у такій підсистемі дозволяє виразити щільності потоків результуючого випромінювання на її границях (q_J), (q_I), і температуру середовища (T_i) у вигляді функцій граничних температур T_J и T_I :

$$\left\{ \begin{array}{l} q_J = q_J(T_{J1}, T_{J2}, \dots), q_{J, J2} \dots; \\ q_I = q_I(T_{J1}, T_{J2}, \dots), I = I1, I2 \dots; \\ T_i = T_i(T_{J1}, T_{J2}, \dots) \\ q_{J,I} = -q_{I,J} = \sigma_0 * (T_{J,I}^4 - T_{I,J}^4) \end{array} \right. , \quad (3.9)$$

де $\sigma_0 = 5,67 \cdot 10^{-8}$ - постійна Стефана-Больцмана, Вт/(м² К⁴).

Використовуючи перші два рівняння системи (3.9), припишемо абсолютно чорним поверхням такі температури T_I , щоб щільності потоків результуючого випромінювання зберегли своє дійсне значення. Будемо називати температуру T_J ефективною температурою J-ї грані для кожної об'ємної зони. Провівши подібні міркування для всіх об'ємних зон запишемо

систему (3.9) і для кожної об'ємної зони визначимо ефективні температури її граней.

Взаємодія суміжних підсистем здійснюється через відповідні умовні абсолютно чорні поверхні, які мають таку температуру, при якій щільності потоків результуючого випромінювання на границях підсистеми зберігають своє дійсне значення. Визначення зазначених температур зробили шляхом розрахунків радіаційного теплообміну в окремих підсистемах і узгодження їх величин на границях суміжних підсистем за четвертим рівнянням системи (3.9).

Співвідношення (1-4) системи (3.9) зв'язує підсистеми рівнянь виду у єдину систему рівнянь, розв'язок якої виходить методом ітерацій.

Перевагою використовуваного підходу перед традиціональними модифікаціями зонального методу є не тільки спрощення розрахункової схеми й необхідність визначення узагальнених кутових коефіцієнтів випромінювання лише в ізотермічних об'ємах, але й скорочення числа цих коефіцієнтів.

Розрахунки радіаційного теплообміну в межах окремої підсистеми І зробили спрощеним резольвентним зональним методом, рішаючи систему рівнянь, яка містить зональне рівняння для об'ємної газової зони

$$\sum_{k=1}^n a_{k,i} \cdot T_K^4 + g_I \cdot T_i + g_I^0 + Q_I^v = 0, i = n \quad (3.10)$$

і зональне рівняння для поверхневих зон металу й кладки

$$Q_i = \sum_{k=1}^n a_{k,i} \cdot T_K^4, i = 1 \dots (n-1), \quad (3.11)$$

При відомих значеннях температури поверхневих зон і виділення теплоти в об'ємних газових зонах розв'язок системи зональних рівнянь (3.10) і (3.11) разом з рівнянням (3.9) дозволяє визначати на кожному кроці величину температури об'ємних газових зон і результуючі теплові потоки для поверхневих зон.

Поверхневі зони моделі є границями, що відокремлюють об'ємні газові зони робочого простору ванни печі від об'ємних металу й кладки. Постійність

величин, що характеризують теплообмін у межах кожної розрахункової поверхневої зони, дозволяє описувати нагрівання об'ємних зон металу й футеровки одномірними диференціальними рівняннями нестационарної теплопровідності, доповненими відповідними крайовими умовами.

Розв'язок завдання внутрішнього теплообміну виконали методом кінцевих різниць по неявній чотирьохкрапковій схемі [205]. При цьому на кожному кроці здійснили визначення дискретних температурних полів об'ємних зон металу й кладки, а також температури відповідних їм поверхневих зон.

Процедура розв'язку сполученого завдання забезпечує узгодження розв'язки взаємозалежних завдань зовнішнього й внутрішнього теплообміну.

3.3.2. Чисельні дослідження й аналіз отриманих результатів

За вищевказаною методикою [213, 228] проведені чисельні розрахунки пропонованих режимів опалення ДСА та аналіз впливу довжини факела на якісні й кількісні показники її роботи [212, 213]. Розрахунки виконані при наступних вихідних даних: паливо – монооксид вуглецю з теплотою згоряння $Q_{нр} = 10,15 \text{ МДж/м}^3$; температура повітря - $25 \text{ }^\circ\text{C}$; початкова температура в печі (заливання рідкого чавуну) - $1360 \text{ }^\circ\text{C}$; розплав металу (лом+чавун) з розмірами, рівними розміру ванни; кладка печі - одно- і двошарові стінки, шари яких виконані із шамотної й периклазохромитової цегли. Загальна витрата природного газу на піч у період прогріву становить $320 \text{ м}^3/\text{год}$. Теплофізичні властивості металлошихти й кладки печі задавали за даними роботи [214].

Оцінку впливу довжини факела на якісні й кількісні показники роботи печі виконали для моменту часу виходу показань пірометра на рівень заданої температури «гарячої» ванни. Довжину факела оцінювали візуально й розраховували по вищевказаній залежності.

За результатами виконаних розрахунків визначили середні температури розрахункових зон газу, металу й кладки, сумарне засвоєння теплоти шихтою у ванні, а також променисті осьові результуючі теплові потоки через перетини робочого об'єму печі, перпендикулярні до поздовжньої осі факела.

Для кількісної характеристики впливу довжини факела на інтенсивність процесів теплообміну в робочому об'ємі печі використовували відносне теплоувоєння садки металу (за час рівний 3,5 години) $Q = Q_{\phi}/Q_{\max}$, де Q_{ϕ} - сумарне теплоувоєння металу для факела певної довжини, $Q_{\max}$ - максимальне (в інтервалі зміни відносної довжини факела) сумарне теплоувоєння металу.

Аналіз зміни величини Q (рис. 3.15) показує, що в дослідженому інтервалі значень параметра l_{ϕ} максимальну тепловіддачу має факел довжини від 0,8 до 1,2 м ($Q_{\max}$ відповідає довжині факела 1 м), який відповідає найбільш інтенсивному виділенню CO із розплаву.

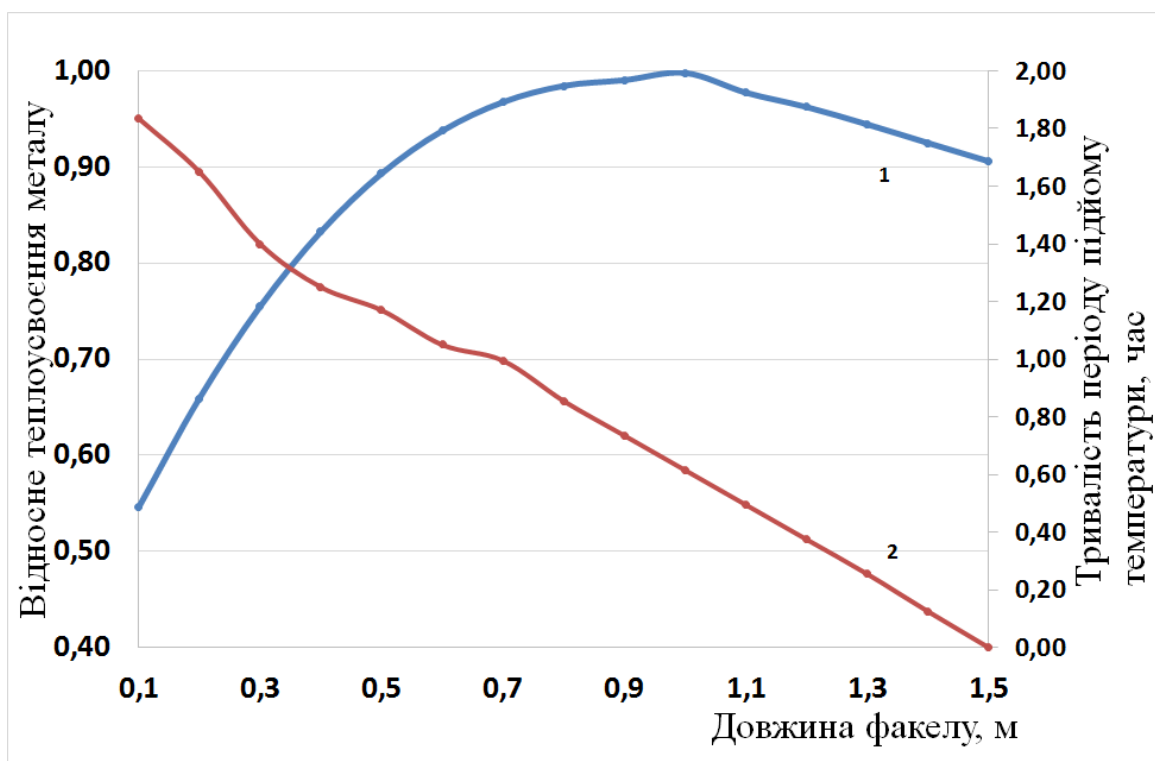


Рисунок 3.15 Характер зміни тривалості періоду підйому температури печі й відносного теплоувоєння металу залежно від довжини факела: 1 - відносне теплоувоєння металу; 2 - тривалість періоду підйому температури печі

Зі зменшенням довжини газового факела спостерігали монотонне зменшення загального теплоувоєння металу, що, очевидно, пов'язано з розтягуванням зони інтенсивного запалення CO, зниженням інтенсивності виділення CO, зниженням температурного напору між факелом і поверхнею металу, що нагрівається.

В інтервалі значень параметра $l_{\phi} = 0,8 - 0,1$ величина Q монотонно знижується.

Розподіл температури гріючого середовища й осьового результуючого теплового випромінювання в робочому об'ємі печі представлені в табл. 3.6.

Для розглянутих варіантів зміни довжини факела променисті осьові результуючі теплові потоки визначили в чотирьох перетинах, які розділяють об'ємні розрахункові газові зони печі.

Таблиця 3.6

Значення відносної щільності осьового результуючого теплового випромінювання в робочому просторі ДСА

Довжина факела l_{ϕ} , м	Температура гріючого середовища, t, °C					Відносна щільність променистого осьового теплового потоку*			
	номер об'ємної газової зони					границя між об'ємними зонами			
	1	2	3	4	5	1-2	2-3	3-4	4-5
0,1	1739	1680	1700	1650	1725	2,77	-0,91	2,23	-3,40
0,29	1795	1700	1805	1735	1780	3,41	-3,80	2,60	-1,64
0,56	1860	1810	1850	1800	1830	1,64	-1,30	1,62	-0,96
0,84	1863	1730	1855	1745	1850	3,94	-3,68	3,27	-3,11
1,12	1730	1650	1699	1675	1715	2,07	-1,24	0,62	-1,04

Примітка: * «+», «-» - напрям вектора відносної щільності променистого осьового результуючого теплового потоку відповідно у бік розвитку факела й у зворотний бік.

У якості величини, що характеризує рівень осьового випромінювання, прийняли відносну щільність осьового результуючого теплового потоку, тобто відношення зональної щільності променистого осьового результуючого теплового потоку до щільності відповідного зонального променистого результуючого теплового потоку для поверхні металу, що нагрівається.

Встановлено (табл. 3.6), що в зонах 2-3 і 4-5 осьові результуючі теплові потоки орієнтовані у зворотну сторону (знак «-»), що пов'язане із взаємодією факелів, фурми №1 з фурмою №2 і фурми №2 з фурмою №3. Для зон 1-2 і 3-4 (початок факелів) - у бік розвитку факела (знак «+»). Коли факел мають довжину, що відповідає 0,84, температура гріючого середовища, досягає свого

максимального значення. При цьому найбільш рівномірний розподіл факела відповідає довжині 0,56-0,84 м.

Прагнення до досягнення максимального тепловбирання в печі лімітується вимогою забезпечення заданої якості нагрівання металу, показники якого оцінюються температурою й рівномірністю нагрівання [214, 215]. Температура й рівномірність нагрівання характеризують досягнутий рівень температури поверхні й перепад температури між поверхнею й тепловим центром металу. Для кількісної характеристики впливу факела на умови теплообміну в робочому об'ємі печі за результатами досліджень [209-213, 228] використовували критерій нерівномірності розподілу теплових потоків:

$$K_q = q_{\max} / q_{\text{ср}}, \quad (3.12)$$

Якість нагрівання металу за результатами досліджень [209-213, 228] оцінювали критерієм $\sigma_{\Delta t}$ – середньоквадратичним відхиленням від середнього значення різниці зональних перепадів температури поверхнею металу й тепловим центром металу, що нагрівається.

Розрахункові дані про вплив довжини факела на якісні показники роботи печі представлені в табл. 3.7.

Таблиця 3.7

Якісні показники роботи ДСА при допалюванні СО у факелах різної довжини

Величина	Довжина факела $l_{\text{ф}}$, м				
	0,1	0,29	0,56	0,84	1,12
K_q	1,20	1,19	1,16	1,13	1,67
$\sigma_{\Delta t}$, °C	12,5	9,0	5,0	4,0	3,6

Як показують отримані результати:

- 1) залежність зміни критеріїв, що характеризують нерівномірність нагрівання металу, від довжини факела має екстремальний характер;
- 2) у дослідженому інтервалі зміни параметра $l_{\text{ф}}$ найбільшу нерівномірність нагрівання зафіксували для факела максимальної довжини;
- 3) при довжині факела $l_{\text{ф}}=0,84$ критерій нерівномірності нагрівання досягає своїх мінімальних значень.

Оцінка результатів чисельного дослідження теплообміну в ДСА, дозволяє зробити наступний висновок: незважаючи на деяке зниження тепловіддачі для досягнення інтенсивного нагрівання металу в печах даного типу найбільш кращою є довжина факела 0,84 м.

На рисунку 3.16 представлений розрахунковий температурний режим нагрівання металу в ДСА при довжині факела 0,84 м.

Режим нагрівання залежить від довжина зміщеного факела, який у свою чергу залежить від концентрації вуглецю в розплаві (3.2). Протягом 1,83 годин спостерігається монотонне збільшення, як температури металу, так і температури розрахункових газових зон. При досягненні 1640 °С нагрівання припиняється, сталь виходить на задану концентрацію вуглецю (менш 0,1 %, яка характеризується заданою маркою сталі).

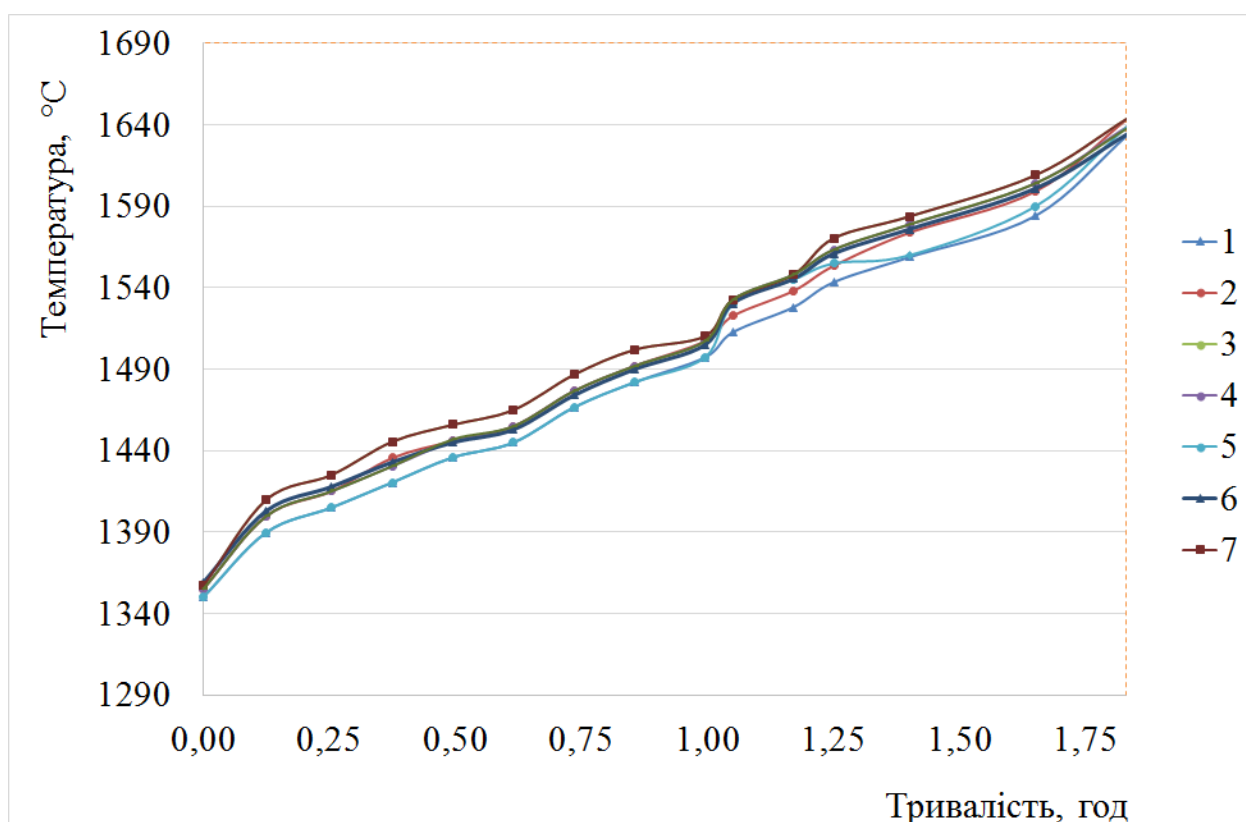


Рисунок 3.16 Розрахунковий температурний режим нагрівання металу в ДСА: 1-5 - температура відповідних об'ємних газових зон; 6-середня температура металу; 7 – поверхні

Одним з напрямків підвищення ефективності нагрівання печі при виплавці сталі є використання дуттьових пристроїв із комбінованим

розташуванням отворів і сопел, що дозволяють інтенсифікувати процеси теплообміну в робочому об'ємі печі, поліпшити організацію факела, за рахунок збільшення інтенсивності виділення CO із ванни внаслідок збільшення інтенсивності перемішування ванни струменем кисню. Що приводить до більш інтенсивного допалювання CO, збільшенню світимості, температури й площі випромінюючої поверхні факела.

Порівняльну оцінку якості нагрівання ванни печі при базових і експериментальних дуттьових пристроях виконали при концентрації вуглецю в розплаві 3 % і інтенсивності продування 2200 м³/год. Розрахункові значення зональних температур газу й поверхні металу наведені в табл. 3.8.

Таблиця 3.8

Розподіл температури в розрахункових зонах при [C]=3 % і інтенсивності продування 2200 м³/год

Параметр	температури газових зон					температури газових зон				
	базові фурми					експериментальні фурми				
	Номер об'ємної зони					Номер об'ємної зони				
	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
t _г , °C	1421	1436	1446	1431	1421	1435	1440	1447	1445	1449
t _п , °C	1371	1386	1396	1381	1371	1385	1390	1397	1395	1399

Аналіз представлених результатів показує, що експериментальні фурми сприяють зниженню нерівномірності розподілу температури газового середовища в розрахункових об'ємних зонах печі й, збільшенню рівномірності розподілу теплових потоків по поверхні розплаву, що нагрівається. Застосування експериментальних фурм підвищує температуру по ходу факела в розрахункових газових зонах, що, сприяє збільшенню тепломісткості металу й збільшує температуру продуктів згоряння, що відходять, які використовуються на обігрів сусідньої ванни (у якій іде твердий період плавки).

Розподіл щільності променистих результуючих теплових потоків у ДСА при використанні базових і дослідних дуттьових пристроїв наведений на

рисунку 3.17. З якого видно, що у початковий момент плавлення при використанні базових і дослідних дуттьових пристроїв випромінювання в робочому просторі однакове. Далі, при зниженні змісту вуглецю в розплаві від 4 до 2,8 % відзначається ріст щільності променистого теплового потоку до певного екстремуму (найбільш інтенсивне виділення CO); від 2,8 до 1,9 % помітна певна стабільність теплового потоку; при концентрації вуглецю нижче 2 % відзначається зниження величини теплового потоку, тому що відбувається зменшення довжини факела, і його температури й збільшення температури розплаву й ванни, при зниженні інтенсивності виділення CO. При концентрації вуглецю в розплаві менш 0,1 % факел загасає й щільність променистого теплового потоку прагне до 0. При цьому щільність променистого теплового потоку в робочому об'ємі печі при використанні експериментальних дуттьових пристроїв у порівнянні з базовими збільшується на 0,07-0,1 МВт/м² або 11,3-16,1 % (з 0,45-0,69 до 0,6-0,79 МВт/м²).

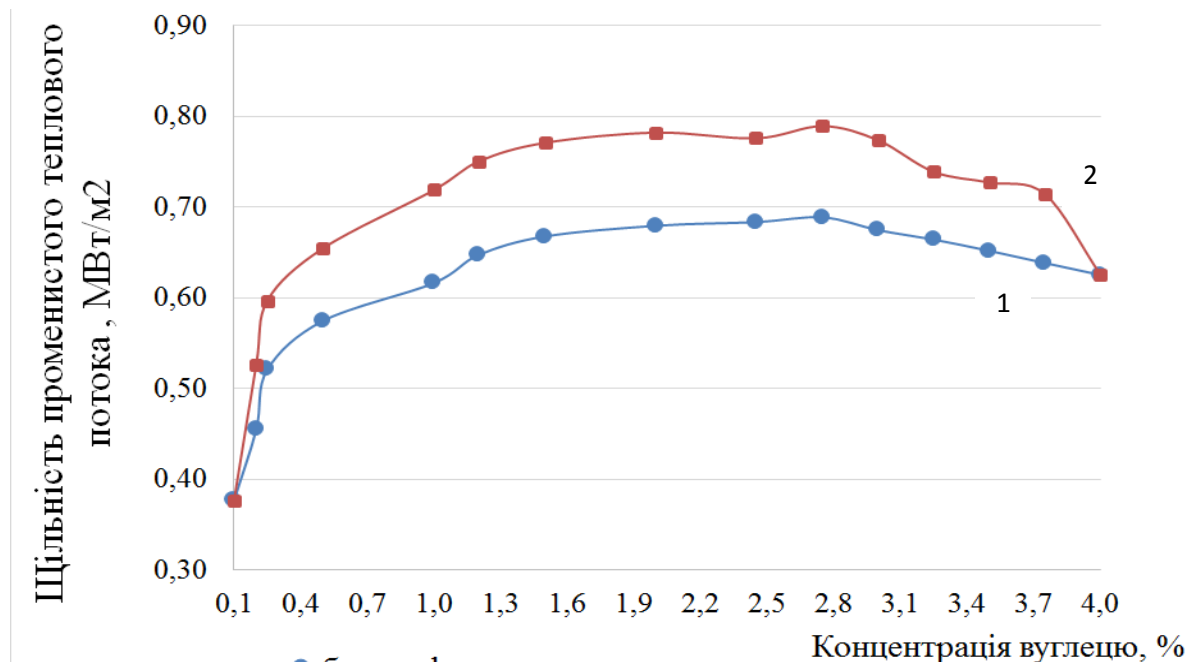


Рисунок 3.17 Залежність щільності променистих результуючих теплових потоків від концентрації вуглецю в ДСА при використанні базових і дослідних фурм: 1- — базова фурма; 2- — експериментальна фурма

Знаючи зміст вуглецю в розплаві (при заданій інтенсивності продування киснем 2200 м³/год) можна визначити щільність променистого теплового

потоків від факела в будь-який період плавки по наступному рівнянню, МВт/м^2 , що дозволить розробити режимну карту виплавлення сталі ДСА в усі періоди плавки:

$$q = 0,013 * [C]^3 - 0,143 * [C]^2 + 0,42 * [C] + 0,43, \quad (3.13)$$

Величина коефіцієнта кореляції становить $R^2 = 0,89$, що говорить про «високу» збіжність розрахункових і фактичних даних при $0,1 \leq [C] \leq 4,0 \%$.

Варто відзначити, вплив факела на стійкість головного склепіння печі: по ходу плавки, при продуванні ванни й збільшенні температури розплаву й ванни, відзначається монотонний ріст температури головного склепіння печі. Протягом плавки температура склепіння збільшується від 1400°C до 1700°C . При цьому поверхня виконана з периклазохромитової цегли, яка розрахована для роботи в інтервалі температур $1700\text{--}1850^\circ\text{C}$.

Дані по фактичній стійкості склепіння ДСА за базовий і дослідний періоди наведений у таблиці Є.5 Додатку Є. З таблиці Є.5 видно, що за базовий і дослідний періоди стійкість склепіння не змінилася й склала 1033 плавки за кампанію в 2016 р. (дослідний період) проти 1027 плавки за кампанію в 2011 р. (базовий період).

Температурний режим склепіння за базовий і дослідний періоди (за даними вимірів оптичним пірометром) наведений на рисунку 3.18.

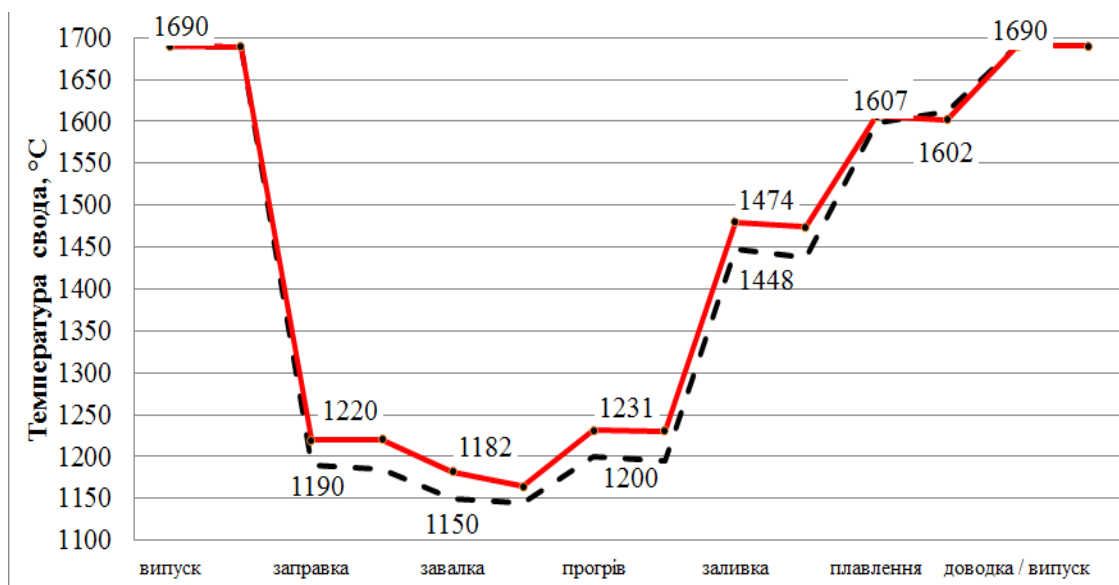


Рисунок 3.18 Температурний режим склепіння ДСА по періодах плавки:

— - при подачі природного газу (базові дуттьові пристрої);

— - без подачі природного газу (експериментальні дуттьові пристрої)

З рисунку 3.18 видно, що при роботі печі на дослідних дуттьових пристроях (без подачі природного газу) у порівнянні з базовими (з подачею природного газу) температура головного склепіння збільшується:

- на 30 °С (з 1190 до 1220 °С) у період заправлення;
- на 32 °С (з 1150 до 1182 °С) у період завалки;
- на 31 °С (з 1200 до 1231 °С) у період прогріву;
- на 26 °С (з 1448 до 1474 °С) у період заливання;
- на 5 °С (з 1602 до 1607 °С) у період плавлення.

У тверді періоди плавки (заправлення, завалка, прогрів, заливання) ванна одержує тепло від більш ефективного допалювання СО сусідньої ванни, де йде рідкий період (плавлення, доведення). При цьому, найбільше значення температури склепіння не перевищує 1690 °С як при звичайних, так і на дослідних дуттьових пристроях (період доведення, випуск).

3.4 Розробка енергозберігаючих режимів виплавлення сталі в ДСА

В даний час проблеми теплового балансу плавки сталеплавильного агрегату й збільшення теплоємності ванни залучають усе більша уваги дослідників [135-139]. У даних умовах допалювання СО до СО₂ у порожнині сталеплавильного агрегату (ДСА) слід уважати найбільш кращим способом, оскільки він не вимагає значної реконструкції агрегату, використання зовнішніх теплоносіїв і є економічним методом з мінімальними енерговитратами.

Застосування розробленого дуттьового пристрою дозволило суттєво поліпшити теплотехнічні й технологічні показники виплавлення сталі, що підтверджується результатами обробки виробничих даних роботи ДСА на ПАТ МК «Запоріжсталь».

Оцінку теплової ефективності роботи сталеплавильного агрегату робили за результатами експериментів на підставі проведення балансових плавок за базовий і дослідний періоди при використанні балансового методу аналізу теплових процесів. Результуючі статті балансу зведені в табл. 3.9. Докладний розрахунок наведено у Додатку Ж.

Відповідно до методології, викладеної в [130, 242] основними параметрами, що характеризують ефективність дії кисню по допалюванню CO в об'ємі агрегату, прийняли коефіцієнт допалювання CO в агрегаті при кінцевих змістах CO і CO₂ у газах, що відходять

$$\eta_{CO} = CO_2 / (CO + CO_2), \quad (3.14)$$

Коефіцієнт корисного тепловикористання в сталеплавильному агрегаті:

$$\begin{aligned} \eta_{кпт} &= 1 - (Q_{від} + Q_M) / Q_{пот} = \\ &= 1 - (Q_{від} + Q_M) / (Q_{н^p} + Q_{ф}^{чуг} + Q_{эк} + Q_{ш}^{\phi} + Q_{ш}^x + Q_{шл} + Q_{fe} + Q_{feo}). \end{aligned} \quad (3.15)$$

Оцінка надлишку теплоти, що подавали в сталеплавильний агрегат проводиться по наступній формулі:

$$\Delta H = Q_{пот} - (Q_{пот} - Q_{прих}) * 100 / q_{прих} \quad (3.16)$$

Прихід теплоти розраховуються по наступній формулі:

$$Q_{прих} = Q_{пг} + Q_{ф}^{чуг} + Q_{эк} + Q_{ш}^{\phi} + Q_{ш}^x + Q_{шл} + Q_{fe} + Q_{feo} + Q_{пр}^{сг1} \quad (3.17)$$

Втрати теплоти розраховуються по наступній формулі:

$$\begin{aligned} Q_{пот} &= Q_{від} + Q_M + Q_{нш} + Q_{ш} + Q_{из} + Q_{со2} + Q_{вл} + Q_{со} + Q_{fe2O3} + Q_{разл} + Q_{кр} \\ &+ Q_{ф} + Q_{исп} + Q_{пара} + Q_{св} + Q_{зс} + Q_{пс} + Q_{под} + Q_{зас} + Q_{изл} + Q_{выб\ г} + Q_{дис} + Q_{кисл} + \\ &Q_{подс}. \end{aligned} \quad (3.18)$$

Варто відзначити, що при $\Delta H > 0$ – є присутній надлишок прибуткової частини теплоти, тобто в агрегат вноситься більше теплоти, чим споживається, що у свою чергу йде на збільшення втрат; при $\Delta H < 0$ - в агрегат вноситься менше теплоти, аніж необхідно для забезпечення нормальної теплової роботи агрегату (агрегат працює з недоліком теплоти), що у свою чергу приводить до «холодного ходу печі», «переокисненню металу» і додатковим витратам теплоти наприкінці плавки для забезпечення заданої температури на випуску плавки. Найбільше раціонально вести тепловий баланс плавки з надлишком теплоти в діапазоні $-1 \dots -2,75 \%$, що дозволить забезпечити мінімальні теплові втрати й «нормальний хід плавки» [73].

Таблиця 3.9

Тепловий баланс ДСА за дослідний і базовий періоди

№	Прихід теплоти	базовий період		дослідний період		№	Витрата теплоти	базовий період		дослідний період	
		ГДж	%	ГДж	%			ГДж	%	ГДж	%
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	Хімічна теплота природного газу	26,71	3,64	0,00	0,00	1	Втрати теплоти з газами, що відходять	21,38	3,0	14,65	2,1
2	Фізична теплота природного газу	0,025	0,003	0,00	0,00	2	Витрата теплоти на нагрівання сталі	346,1	48,5	346,1	49,3
3	Фізична теплота із чавуном	287,6	39,16	287,6	39,84	3	Витрата теплоти на нагрівання шлаку	43,99	6,2	43,99	6,3
4	Хімічна теплота рідкого чавуну	333,5	45,41	333,5	46,2	4	Фізична теплота рідкої сталі, що губиться зі шлаком	13,11	1,8	13,11	1,9
5	Фізична теплота металобрухту	0,60	0,08	0,60	0,08	5	Витрата теплоти на розкладання вапняку	23,31	3,3	23,31	3,3
6	Хімічна теплота металобрухту	4,90	0,67	4,90	0,67	6	Теплота на нагрівання CO ₂ вапняку й недопалу вапна	11,18	1,6	11,18	1,6
7	Шлакоутворення	3,57	0,49	3,57	0,49	7	Витрата теплоти на випарологи	4,72	0,7	4,72	0,7
8	Від випару заліза і його окиснення в дим	21,20	2,89	21,20	2,94	8	Теплота на нагрівання CO, що виділяється з ванни	25,71	3,6	25,71	3,7
9	Прихід теплоти від окиснення Fe->FeO у шлак	13,49	1,84	13,49	1,86	9	Теплота, що виноситься частками Fe ₂ O ₃ з димом	8,97	1,3	8,97	1,3

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
10	Прихід теплоти від сусідньої ванни	42,8	5,82	57,0	7,89	10	Теплота розкладання окалини	13,51	1,9	13,51	1,9
						11	Втрати теплоти на охолодження печі	106,5	14,9	106,2	15,1
						12	Втрати теплоти через кладку	68,27	9,6	67,59	9,6
						13	Випромінюванн ям через відкриті вікна й гляделки завалочних вікон	21,05	2,9	20,99	3,0
						14	З газами, що вибивають	0,67	0,1	0,00	0,0
						15	На дисоціацію	1,74	0,2	0,00	0,0
						16	Для нагрівання незасвоєного кисню	0,75	0,1	0,00	0,0
						17	Від підсмоктувань у піч холодного повітря	2,55	0,4	2,41	0,3
	Загальний прихід теплоти	734,4	100	721,9	100		Загальна витрата теплоти	713,5	100	702,5	100
	нев'язання по балансу	2,85	%	2,70	%						

Виконаний порівняльний аналіз балансових плавок при дослідному варіанті (експериментальний дуттьовий пристрій, разом з новим режимом виплавлення сталі без подачі природного газу) з базовим варіантом (базовий дуттьовий пристрій, старий режим виплавлення сталі з подачею природного газу) при порівнянних питомих витратах чавуну (830 кг/т) і лома (269,5 кг/т), а також хімічному складі марок сталі на замовлення. З аналізу встановлене наступне:

- тривалість плавлення знижено на 0,2 години або на 15,5 % (з 1,29 до 1,09 години);
- середньочасова витрата природного газу знижена у тверді періоди плавки (заправлення, завалка, прогрівши) на 311 м³/год або на 100 % (з 311 до 0 м³/год) і в рідкі (заливання, плавлення, доведення) на 97-292 м³/год або на 100 % (з 97-292 до 0 м³/год), що привело до зниження приходу теплоти із природним газом на 26,7 ГДж або на 100 % (з 26,7 до 0 ГДж).
- прихід теплоти від сусідньої ванни збільшено на 14,2 ГДж або 33,1 % (з 42,8 до 57,0 ГДж), що пов'язане зі збільшенням ступеня допалювання оксиду вуглецю. При цьому, варто відзначити, що в ДСА тепло з газами, що відходять, від «гарячої» ванни (у якій відбувається процес плавлення) під впливом тяги, створюваної шиберами опалює сусідню «холодну» ванну (у якій відбувається процес заправлення й прогріву);
- втрати теплоти з газами що відходять, знижено на 6,73 ГДж або 31,4 % (з 21,38 до 14,65 ГДж).
- коефіцієнт допалювання СО збільшено на 3,4 % (з 15,1 до 18,5 %);
- продуктивність сталеплавильного агрегату збільшено на 1,1 кг/с або 5,6 % (з 19,6 до 20,7 кг/с).

При цьому нев'язку по балансу знижено на 0,15 % (з 2,85 до 2,70 %).

Дані Додатку І свідчать про істотне поліпшення показників теплової роботи сталеплавильного агрегату й процесу виплавлення сталі в цілому, тому що внаслідок застосування нового дуттьового пристрою й режиму виплавлення сталі з більш високим рівнем допалювання СО у робочому просторі, корисно використовуване тепло й продуктивність агрегату зростає, а витрата природного газу на плавку знижується.

За результатами досліджень, наведених у цій роботі розроблений новий раціональний енергозберігаючий режим виплавлення сталі в 250-т двухванном сталеплавильному агрегаті ПАТ МК «Запоріжсталь» [216, 217] (Додаток А.2).

ВИСНОВКИ ДО РОЗДІЛУ 3

1. На підставі експериментальних даних, отриманих при аналізі взаємодії зануреного кисневого струменя з розплавом у ДСА ПАТ МК «Запоріжсталь» уточнена уява про температурне поле реакційних зон: температурне поле в реакційній зоні досягає значень 2620-2700 °С проти 2300 – 2500 °С (за літературним даними), що вище на 200-320 °С або 8-12 %.

2. За результатами проведення балансових плавок на ДСА, використовуючи методи фото-, і кінозйомки, отримані відомості про характер макрофізичних процесів, що протікають у реакційній зоні. При цьому спостерігається формування факела по довжині ванни, що зноситься потоком димових газів.

3. На підставі фотофіксації факела біля фурми й вимірів температур видимої частини факела на ДСА виконаний аналіз і встановлена залежність температури факела від його довжини й інтенсивності продування ванни киснем.

4. Виконаний порівняльний аналіз форми й температурних полів факела при використанні базових і дослідних дуттьових пристроїв при зміні інтенсивності продування ванни киснем від 1800 до 2400 м³/год. Встановлено, що застосування фурм нової конструкції дозволяє: збільшити довжину факела на 0,15–0,3 м (з 0,9–1,1 до 1,2–1,25 м); збільшити температуру факела на 49–97 °С (з 1730–1798 до 1779–1895 °С); поліпшити рівномірність структури факела; збільшити поверхню теплообміну факела з ванною; поліпшити нагрівальну здатність ванни сталеплавильного агрегату.

5. Вирішено завдання сполученого теплообміну в робочому просторі ДСА з урахуванням великої кількості параметрів, що дозволяє вирішувати широке коло завдань, пов'язаних з аналізом і вдосконалюванням теплової роботи печей даного типу.

6. Для ДСА виконані чисельні дослідження впливу довжини факела на рівномірність нагрівання металу і його теплоусвоєння. Встановлено: максимальну тепловіддачу має факел довжиною від 0,8 до 1,2 м, який

відповідає найбільш інтенсивному виділенню CO із розплаву; у дослідженому інтервалі найбільшу нерівномірність нагрівання зафіксували для факела максимальної довжини; при довжині факела 0,84 критерій нерівномірності нагрівання знижується від 1,67 до 1,13.

7. Чисельні дослідження нагрівання ванни ДСА при використанні експериментальних дуттьових пристроїв у порівнянні з базовими показали, що факел від дослідних фурм сприяє зниженню нерівномірності розподілу температури в робочому об'ємі печі й, відповідно, збільшенню рівномірності розподілу теплових потоків по поверхні металу, що нагрівається, і футеровці печі.

7. Встановлено, що температури розплаву й ванни протягом плавки монотонно збільшуються від 1390 до 1640 °C, що призводить до росту температури головного склепіння печі: температура склепіння збільшується від 1400 °C до 1700 °C. При цьому, стійкість головного склепіння ДСА при порівнянні базового й дослідного періодів практично не змінилася й склала 1033 плавки за кампанію в 2016 р. (дослідний період) проти 1027 плавок за кампанію в 2011 р. (базовий період).

8. Складений тепловий баланс і виконаний порівняльний аналіз балансових плавок при дослідному варіанті (експериментальний дуттьовий пристрій, разом з новим режимом виплавлення сталі без подачі природного газу) з базовим варіантом (базовий дуттьовий пристрій, старий режим виплавлення сталі з подачею природного газу) з якого встановлено, що на дослідному варіанті тривалість плавлення знижено на 0,2 години або на 15,5 % (з 1,29 до 1,09 години); витрату природного газу знижено у тверді періоди плавки (заправлення, завалка, прогрів) на 311 м³/год або на 100 % (з 311 до 0 м³/год) і в рідкі (заливання, плавлення, доведення) на 97-292 м³/год або на 100 % (з 97-292 до 0 м³/год). При цьому втрати теплоти з газами, що відходять знижено на 6,73 ГДж або 31,4 % (з 21,38 до 14,65 ГДж).

РОЗДІЛ 4

ЕКОЛОГО-ЕКОНОМІЧНІ ПОКАЗНИКИ РОБОТИ

В умовах еколого-енергетичної кризи, у нашій країні однією з найважливіших проблем є зниження споживання енергоресурсів при мінімізації викидів шкідливих речовин і забезпеченні виробництва продукції.

На думку більшості дослідників [82-87], збільшення інтенсивності подачі кисню на ванну призведе до зниження тривалості рідкого періоду й відповідно до збільшення продуктивності агрегату, однак, збільшення інтенсивності подачі кисню на ванну також призведе до збільшення викидів шкідливих речовин у навколишнє середовище.

4.1 Вплив кисневого режиму при виплавленні сталі на процес пилоутворення

4.1.1 Дослідження процесу пилоутворення механічного (бризки) походження

Для створення ефективних теплових і кисневих режимів виплавлення сталі сталеплавильного агрегату необхідно врахувати екологічні аспекти його роботи, зокрема кількість пилу, що утворюється при продуванні розплаву киснем [189].

При дослідженні процесу пилоутворення необхідно розглядати роздільне визначення кількості пилу механічного (бризки (рис.1.2.поз 11)) і випарного (бурий дим (рис.1.2.поз 12)) походження.

Процес пилоутворення вивчали на прикладі ДСА ПАТ «Запоріжсталь» [190]. При розгляді процесів пилоутворення при кипінні розплаву у ванні ДСА спостерігається, що частина бульбашок, що дісталася поверхні розплаву, легко прориває поверхневу плівку, невеликі бульбашки довгий час можуть не лопатитися, утримуючись у поверхні, поки не зіллються з іншими бульбашками.

При розгляді бульбашок, які досягли поверхні розплаву й лопнули, можна представити, що основна маса бризок утворюється за рахунок розриву

невеликої частини тонкої поверхневої плівки (рис. 1.2), що виступає над розплавом [191]. При розриванні бульбашки дрібні бризки спрямовуються нагору, а порожнеча, яка з'явилася навколо, заповнюється розплавом (рис. 4.1). При цьому на поверхні розплаву з'являється кільцева хвиля. Викид металу також супроводжується утвором бризок, великі крапельки вертаються назад у ванну, дрібні крапельки віддаляються в газову фазу [191].

Для розрахунку виносу пилу при продуванні ванни киснем оцінимо інтенсивність пилоутворення. Щоб визначити залежність кількості бульбашок СО від інтенсивності продування, визначимо їх середній розмір.



Рисунок 4.1 Процес руйнування бульбашки на поверхні розплаву: 1- бульбашка монооксида вуглецю (СО) на поверхні розплаву; 2, 3 – розрив бульбашок на поверхні розплаву

Бульбашки СО мають різні розміри, тому кількість бульбашок згідно [192, 193] може бути різним. Розподіл бульбашок по розмірах, особливо в момент розриву, є важливим показником процесу пилоутворення.

Інтенсивність пилоутворення залежить від розмірів бульбашок. У роботі [222] експериментально отримано, що невеликі бульбашки (діаметром менш 4,6 мм) розриваються без помітного утвору бризок (Таблиця 4.1), на підставі яких побудований графік залежності маси бризок від розміру бульбашок.

Таблиця 4.1

Залежність маси бризок від діаметру бульбашок за даними роботи [222]

Діаметр бульбашок d, мм	0	4	4,6	6,0	7,0	8,0	9,0	10,0	11,0	12,0	13,0
Маса бризок m _{брызг} , мкг/шт	0	0	0	1,8	3,2	5,9	9,7	14,9	20,6	26,8	32,8

З таблиці 4.1 видно, що зі збільшенням розміру (діаметра) бульбашок маса бризок росте.

Загальна маса оксиду CO, що утворюється, кг

$$m_{CO} = V_{CO} * \rho_{CO}, \quad (4.1)$$

На підставі наведених у таблиці 4.1 даних розрахуємо винос пилу, з урахуванням кількості бульбашок.

При діаметрі однієї бульбашки d, об'єм однієї бульбашки, м³

$$V_6 = \frac{4}{3} * \pi * (d)^3 = \frac{4}{3} * \pi * \left(\frac{R}{2}\right)^3 \quad (4.2)$$

Маса однієї бульбашки, кг

$$m_6 = V_6 * \rho_{CO} \quad (4.3)$$

Кількість бульбашок, що утворювалися, розриваються на поверхні розплаву, шт

$$N_6 = \frac{m_{CO}}{m_6} \quad (4.4)$$

Тоді, сумарна маса пилу складе, кг на м³ O₂

$$m_{пилу} = N_6 * m_{бр} \quad (4.5)$$

Загальна кількість пилу, що утворювалося в результаті взаємодії кисневого струменя з розплавом, кг/т

$$m_{заг} = m_{пилу} * I_{прO2} * K_c, \quad (4.6)$$

$$I_{прO2} = t * I_{O2} / m_{плавки}, \quad (4.7)$$

Отримані результати наведено в таблиці 4.2.

Таблиця 4.2

Залежність виносу пили від діаметра бульбашок

Діаметр бульбашки d, мм	1	4,0		4,6	5,0	6,0	7,0	8,0	9,0	10,0	11,0	12,0	13,0
Маса бризок mбр, мкг/пуз	2	0	0	0	0,5	1,8	3,5	6,2	9,6	14,7	20,5	26,8	31,9
Об'єм однієї бульбашки V_пуз, м³	3	0,00000003	0,00000005	0,00000007	0,00000011	0,00000018	0,00000027	0,00000038	0,00000052	0,00000070	0,00000090	0,00000115	
Маса однієї бульбашки m_пуз, кг	4	0,00000007	0,00000010	0,00000013	0,00000022	0,00000036	0,00000053	0,00000076	0,00000104	0,00000138	0,00000179	0,00000228	
Кількість бульбашок, що утворювалися, Nпуз, шт	5	382165605	251280089	195668790	113234253	71307868	47770701	33550890	24458599	18376107	14154282	11132726	
Сумарна маса пили m_пили, кг/м³ O₂	6	0	0	0,0978	0,2038	0,2496	0,2962	0,3221	0,3595	0,3767	0,3793	0,3551	
Сумарна маса пили m_пили обш, кг/т	7	0	0	0,86	1,79	2,19	2,59	2,82	3,15	3,30	3,32	3,11	

На підставі отриманих даних побудована залежність маси пилу від розміру бульбашок (рис. 4.3).

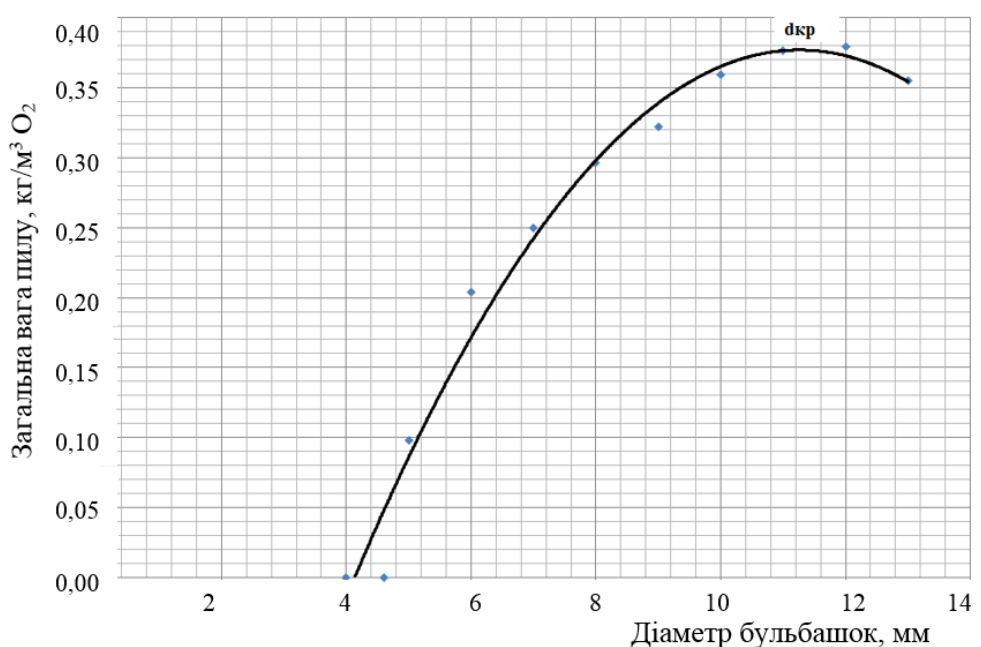


Рисунок 4.2 Залежність маси пилу від розміру бульбашок

На підставі розрахункових даних отримана залежність маси бризок від діаметра бульбашок, кг/м³:

$$m_{\text{пилу}} = -0,007 * d^2 + 0,16 * d - 0,56, R^2 = 0,96 \quad (4.8)$$

Порівняння отриманих результатів з даними літературного джерела [191] свідчать про добру збіжність результатів дослідження при інтенсивності продування від 4000 до 8000 м³/год.

З рисунку 4.3 видно, що зі збільшенням діаметра бульбашок сумарна маса пилу збільшується до певного критичного діаметра $d_{\text{кр}}$, вище якого винос пилу починає знижуватися.

Знаючи вплив розміру бульбашок (d) на утворення кількості пилу ($m_{\text{пилу}}$) можна розрахувати кількість пилу, що утворювався. У свою чергу, для зниження кількості утвору пилу в сталеплавильному агрегаті необхідно підбирати оптимальний кисневий режим ведення плавки з урахуванням оптимального положення фурм щодо розплаву.

При цьому відомо, що ефективність руйнування [143, 218, 219] газових бульбашок змінюється при зміні відстані фурми від поверхні ванни й

відповідно від глибини занурення кисневого струменя в розплав. У режимі найбільш повного занурення струменя кисню в розплав ефективність руйнування газових бульбашок зростає за рахунок посилення механічного впливу струменя на розплав, що сприяє поліпшенню ступеня його перемішування, а розмір бульбашок газу в шлаковій фазі знижується.

4.1.2 Дослідження процесу пилоутворення випарного (бурий дим) походження

Згідно теорії димоутворення [223] горіння металу в окисному газі супроводжується виділенням диму. При цьому, найбільш імовірною причиною появи диму є випар речовин у реакційній зоні.

За [74, 196] питома інтенсивність випару i_i , кг/м³ газової фази, що випаровується, визначається вираженням

$$i_i = \frac{\beta_i}{R_r T_M} p_i \quad (4.9)$$

Інтенсивність втрат маси паркої фази в одиницю часу

$$m_i = i_i * F_i \quad (4.10)$$

де F_i — площа поверхні випару i -ї фази, м².

При дослідженні процесу пилоутворення під час продування на ДСА ПАТ «Запоріжсталь» за допомогою гравіметричного методу [151] виконано ряд вимірів наявності пилу у продуктах згоряння в спеціально підготовленій точці відбору проб в газоході (після робочого простору агрегату). У результаті вимірів встановлено, що розмір часток отриманого пилу становить менш 10~⁶ м. Можна припустити, що такі маленькі розміри пилу утворюються в результаті конденсації розплаву, тобто випару.

Високі температури, що утворюються при взаємодії кисню із краплями металу, сприяють значному випару заліза з робочого простору сталеплавильного агрегату [223].

Згідно [74] випар чистого заліза описується рівнянням фазового перетворення



$$\lg(p_{\text{Fe}}) = -\frac{18280}{T_{\text{ЗП}}} + 5,86 \quad (4.12)$$

Оксиди заліза випаровуються відповідно до рівняння



$$\lg(p_{\text{FeO}}) = -\frac{21000}{T_{\text{ЗП}}} + 7,54 \quad (4.14)$$

Чим вище концентрація вуглецю у ванні, а, отже, у краплях металу, тим більше об'єм продуктів горіння й маса виносного ними пилу.

Інтенсивність утворювання СО пропорційна атомній частці вуглецю в розплаві [218, 223]:

$$v_{\text{CO}} = 2 * N_{\text{с}} * \eta_{\text{с}} * I_{\text{O}_2} * \frac{O_2}{100}. \quad (4.15)$$

Інтенсивність випару *i*-го компонента в одиницю часу [223]

$$v_i = z * I_{\text{O}_2} * p_i * [\text{C}]. \quad (4.16)$$

Величина p_i тим більше, чим вище температура в реакційній зоні

$$v_{\text{Fe}} = k * I_{\text{O}_2} * p_{\text{Fe}} * [\text{C}]. \quad (4.17)$$

Проаналізувавши вищевикладене можна сказати, що

$$v_{\text{Fe}} = f(p_{\text{Fe}}; [\text{C}]) = f(T_{\text{зони пр}}; [\text{C}]). \quad (4.18)$$

За результатами вимірів пилу на ДСА при різних значеннях інтенсивності продування побудовані залежності, які приведені на рисунку 4.3.

Виходячи з рисунку 4.3 видно, в початковий період продування - період «бурого диму» відбувається найбільш інтенсивне пряме окиснення заліза в області факела дугтя. При цьому відбувається інтенсивне винесення пилу з агрегату у вигляді «бурого диму» - оксидів заліза [190, 220].

Отримані залежності показують наступне:

- чим вище зміст вуглецю в сталеплавильній ванні й відповідно в первинній реакційній зоні, тем інтенсивніше винесення пилу з ванни із продуктами випару;
- чим вище інтенсивність продування, тем інтенсивніше винесення

пилу з ванни із продуктами випару.

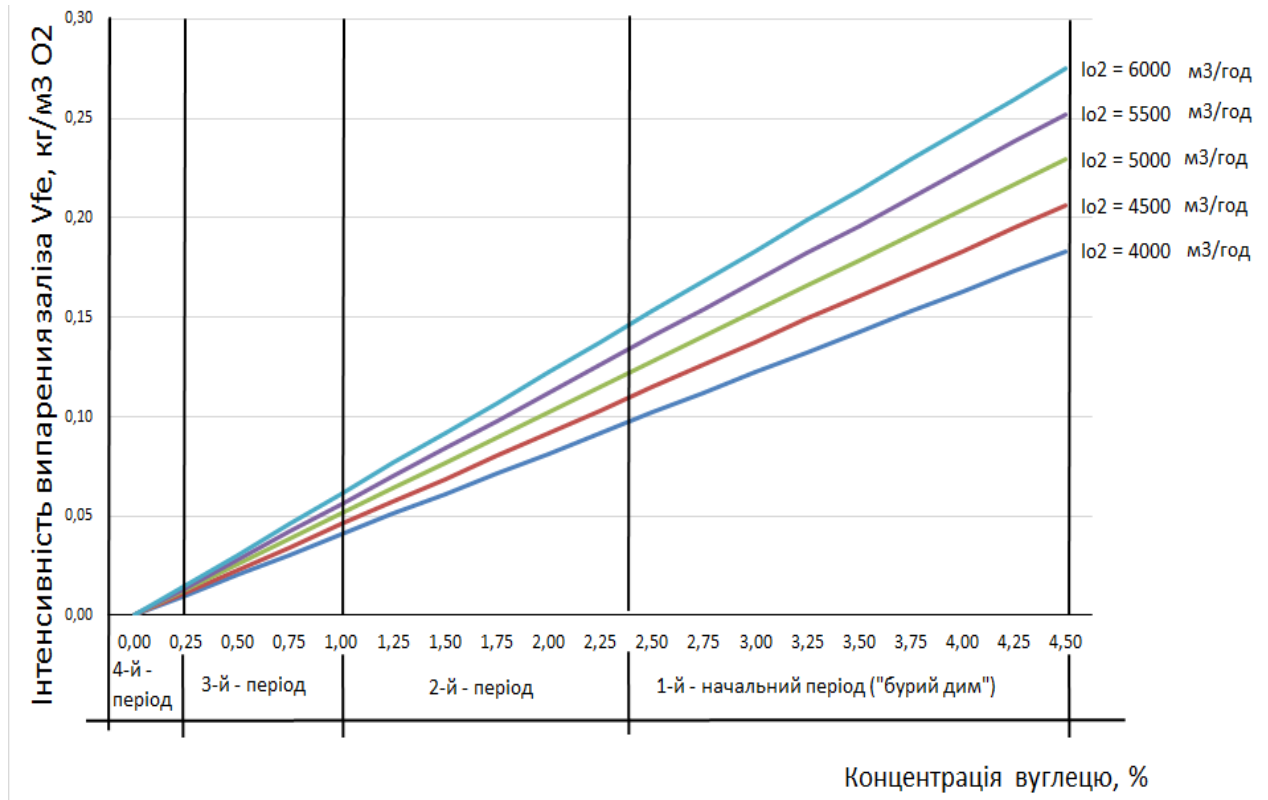


Рисунок 4.3 Залежність інтенсивності випару заліза від інтенсивності продування розплаву киснем при різній концентрації вуглецю у ванні (при $T_{з пр} = 2773 \text{ K} = \text{const}$)

Результати виконаних розрахунків [220] близькі до дослідних даних [221-223]. Дані малюнка чітко показують, що зі зменшенням змісту вуглецю в металі майже прямолінійно зменшується інтенсивність випару заліза [224], що добре узгодиться з відомими даними про пиловиділення при продуванні сталеплавильної ванни киснем.

На підставі графічних даних рисунку 4.3 розрахуємо кількість заліза, що випарувалося, при відомій інтенсивності продування, яке в діапазоні 0,1-4,5% C становить, $\text{кг/м}^3 \text{O}_2$:

$$v_{\text{Fe}} = \Delta v_{\text{Fe}} = (v_{\text{Fe}_{4,5}} - v_{\text{Fe}_{0,1}}) \quad (4.19)$$

При питомій витраті кисню в період продування $I_{\text{прO}_2}$, $\text{м}^3/\text{т}$ кількість заліза, що випарувалося, кг/т :

$$v_{Fe} = \Delta v_{Fe} * I_{прO2} \quad \text{або} \quad v_{Fe} = (v_{Fe4,5} - v_{Fe0,1}) * I_{прO2} \quad (4.20)$$

Результати розрахунків зведено в таблицю 4.3.

Таблиця 4.3

Результати розрахунків

Інтенсивність продування, м ³ /год	4000	5000	6000	7000	8000
Кількість пилу, кг/м ³ O ₂	0,17	0,20	0,21	0,22	0,227
Винос пилу при продуванні, кг/т	6,00	6,71	7,40	8,10	8,80
відхилення, кг/т		0,71	0,69	0,70	0,70

З аналізу таблиці 4.3 видно, що при збільшенні інтенсивності продування від 4000 до 8000 м³/год (для ДСА, тобто від 1330 до 2670 м³/год на одну фурму) винос пилу при продуванні збільшується від 6,07 до 8,80 кг/т.

Таким чином, необхідно підбирати оптимальний кисневий режим ведення плавки виходячи зі співвідношення продуктивності агрегату (тому що зі збільшенням інтенсивності продування знижується тривалість продувного періоду, а відповідно й тривалість плавки, що приводить до збільшення продуктивності агрегату) і кількості пиловиділення (втрати заліза). При цьому необхідно прагнути до мінімальних викидів шкідливих речовин у навколишнє середовище.

При визначенні залежності інтенсивності випару заліза від температури в реакційній зоні продування (рис.4.4) встановлено, що зі збільшенням температури реакційної зони винос пилу з ванни із продуктами випару збільшується по експонентній залежності.

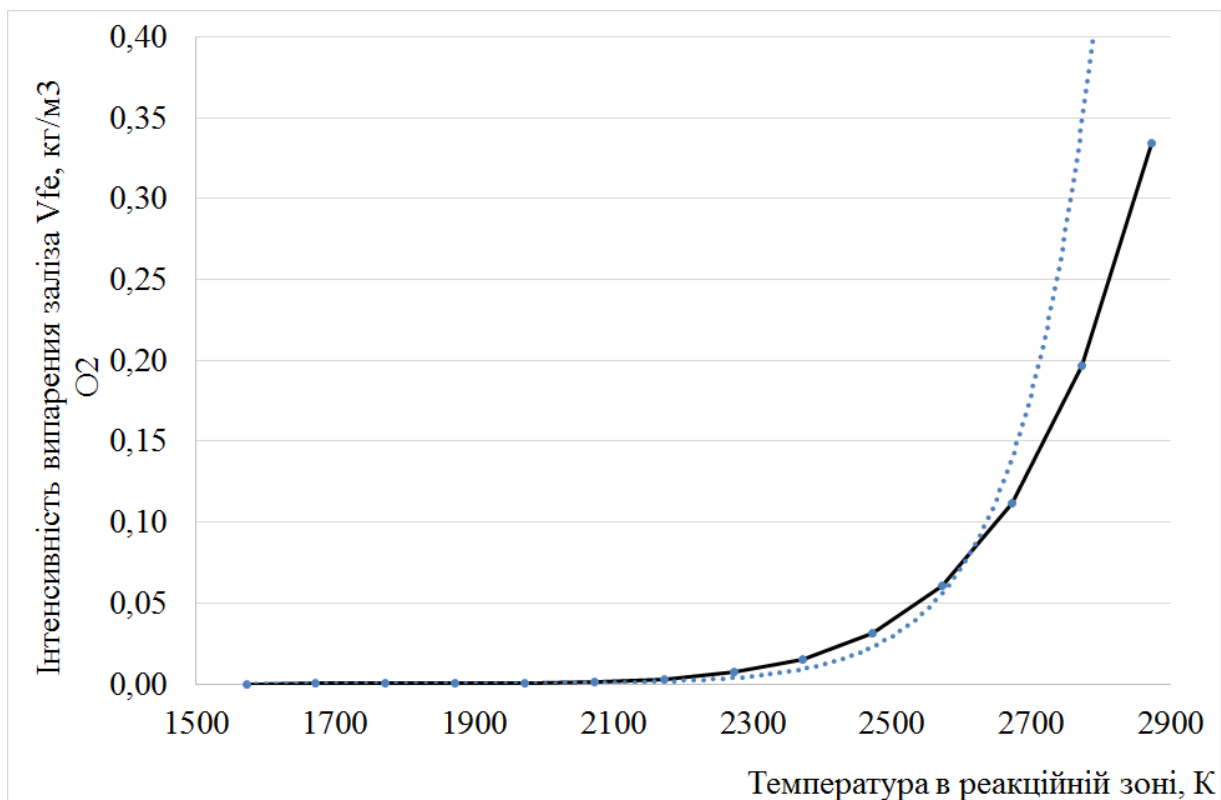


Рисунок 4.4 Залежність інтенсивності випару заліза від температури в реакційній зоні в початковий період продування (при $[C] = 4,25\%$): — - теоретичні дані; •••• - експериментальні дані.

Аналізуючи дані рисунку 4.4 видно, що при температурі в реакційній зоні до 2273 K пиловиділення немає. При температурі 2273 K відбувається початок пиловиділення й при температурі 2773 K відбувається різкий ріст утвору пилу.

На підставі розрахункових даних отримана регресійна залежність інтенсивності випару заліза від температури в реакційній зоні, кг/т O_2 :

$$v_{Fe} = EXP(0,009 * T_{pz}) * 4 * 10^{-12}, \quad R^2 = 0,97 \quad (4.21)$$

Порівняння отриманих результатів з даними літературних джерел [20, 23] свідчать про добру збіжність результатів дослідження.

На підставі вищенаведеного можна зробити висновок, що випари заліза відбуваються не з усією ванни, а в реакційних зонах (місцях занурення фурм у розплав).

Визначення раціональної інтенсивності продування ванни киснем при мінімальній кількості пилу приведено на рисунку 4.5. Як видно з рисунку 4.5 зі збільшенням інтенсивності продування від 4000 м³/год до 8000 м³/год відбувається ріст утвору пилу від 6,0 до 8,8 кг/т, при цьому тривалість плавки знижується від 3,70 до 3,38 годин.

На підставі результатів досліджень, проведених у даній роботі, розроблений раціональний теплотехнічний режим виплавлення сталі з визначенням оптимальної витрати кисню для досягнення мінімальних викидів пилу в навколишнє середовище виходячи зі співвідношення продуктивності агрегату (тому що зі зниженням інтенсивності продування збільшується тривалість продувального періоду, а відповідно й тривалість плавки, що приводить до зниження продуктивності агрегату).

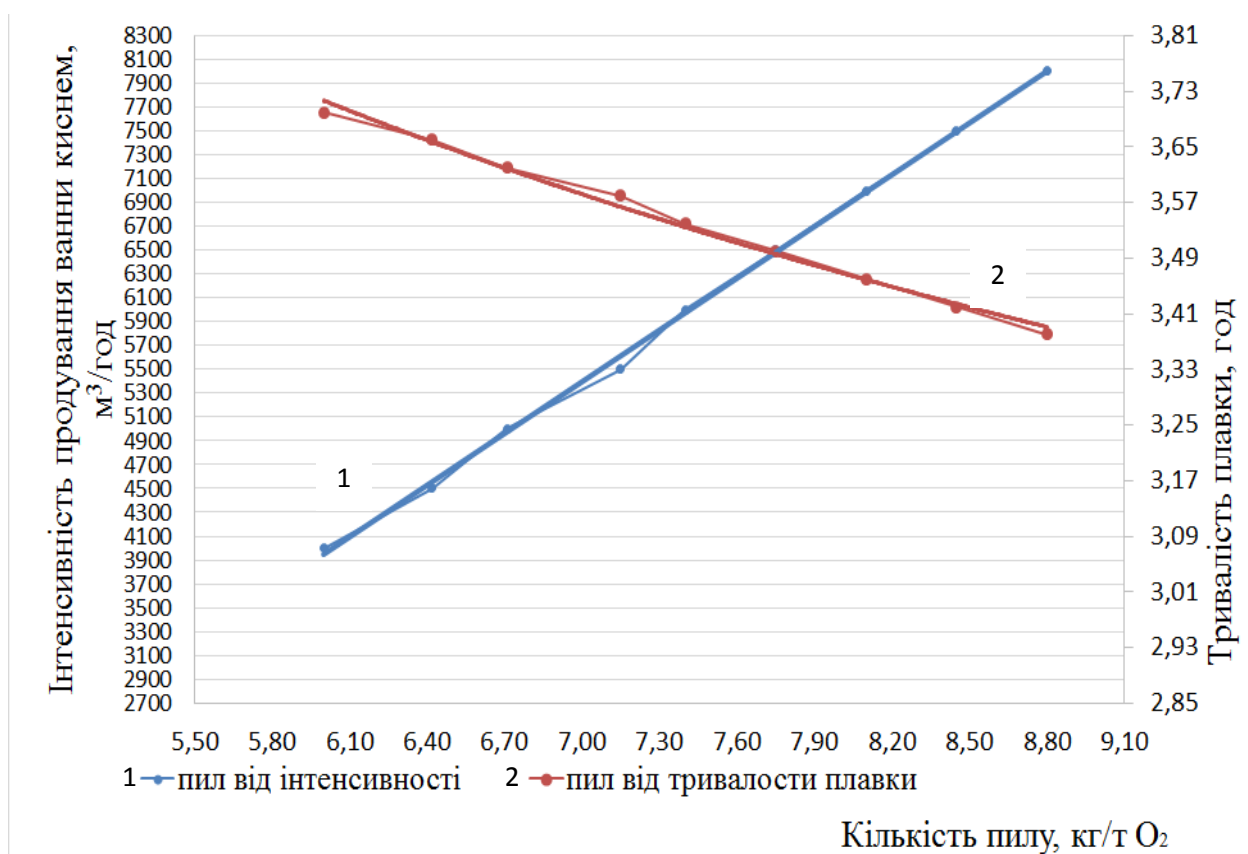


Рисунок 4.5 Визначення раціональної інтенсивності продування ванни киснем при мінімальній кількості пилу

Раціональна інтенсивність подачі кисню на ванну склала 6500 м³/год при тривалості плавки 3,5 години (при мінімальній кількості пилу 7,75 кг/т).

4.2 Розрахунок економічної ефективності й практичне застосування режимів продування й допалювання оксиду вуглецю в сталеплавильному агрегаті

У результаті проведених досліджень і дослідно-промислових випробувань встановлено, що застосування нових режимів допалювання СО у сталеплавильному агрегаті приводить до:

- зниження питомої витрати природного газу на 6,89 м³/т (з 6,89 до 0 м³/т);
- зниженню тривалості плавки на 0,2 години (з 3,71 до 3,51 години).
- зниженню питомої витрати кисню на 1,39 м³/т (з 58,34 до 56,95 м³/т).

При цьому питома витрата чавуну практично не змінилася й склала 831,7 проти 831,0 кг/т у базовому періоді.

Вихідні дані

1. Виробництво ДСА:

за 2011 р. $P^0 = 995422$ т;

за 2016 р. $P^{2016} = 1065965$ т;

2. Питома витрата природного газу по ДСА:

за 2011 р. $G^0 = 6,89$ м³/т;

за 2016 р. $G^{2016} = 0$ м³/т;

3. Фактична вартість 1 м³ природного газу

за 2016 року $Z_{\text{пр}}^{2016} = 6,27459$ грн/м³.

4. Питома витрата кисню по ДСА:

за 2011 р. $Q^0 = 58,34$ м³/т;

за 2016 р. $Q^{2016} = 56,95$ м³/т;

5. Фактична вартість 1 м³ кисню

за 2016 року $Z_{\text{O}_2}^{2016} = 0,64348$ грн/м³.

6. Вартість виготовлення кисневої фурми

$$\text{базової } 3\phi^0 = 8400 \text{ грн.}$$

$$\text{експериментальної } 3\phi^{\text{експ}} = 9000 \text{ грн.}$$

7. Кількість кисневих фурм за 2016 р.

$$m^{2016} = 1200 \text{ шт.}$$

Розрахунки ефективності

1. Зниження питомої витрати природного газу по ДСА за 2016 р.:

$$\Delta G_{\text{дса}} = G^0 - G^{2016}$$

$$\Delta G_{\text{дса}} = 6,89 - 0 = 6,89 \text{ м}^3/\text{т}$$

2. Економічний ефект по ДСА за 2016 р. за рахунок зниження витрати природного газу за 2016 р. склав:

$$E^{\text{пг}} = \Delta G_{\text{дса}} * \Pi^{2016} * Z^{2016}$$

$$E^{\text{пг}} = 6,89 * 1065965 * 6,27459 = 46083719,04 \text{ грн.}$$

3. Зниження питомої витрати кисню по ДСА за 2016 р.:

$$\Delta Q_{\text{дса}} = Q^0 - Q^{2016} = 58,34 - 56,95 = 1,39 \text{ м}^3/\text{т}$$

4. Економічний ефект по ДСА за 2016 р. за рахунок зниження питомої витрати кисню за 2016 р. склав:

$$E^{\text{O}_2} = \Delta Q_{\text{дса}} * \Pi^{2016} * Z^{2016}$$

$$E^{\text{O}_2} = 1,39 * 1065965 * 0,64348 = 953438,75 \text{ грн.}$$

5. Додаткові витрати на виготовлення кисневих фурм за 2016 р. складуть

$$З = (3\phi^{\text{експ}} - 3\phi^0) * m^{2016} = (9000 - 8400) * 1200 = 720000 \text{ грн.}$$

6. Чистий економічний ефект від впровадження заходу за 2016 рік

$$E^{\text{общ}} = E^{\text{пг}} + E^{\text{O}_2} - З$$

$$E^{\text{общ}} = 46083719,04 + 953438,75 - 720000 = 46347157,79 \text{ грн або}$$

$$46347157,79 / 1065965 = 43,48 \text{ грн/т}$$

Таким чином, чистий економічний ефект від впровадження заходу становить 46347157,79 грн, а загальна собівартість сталі зменшиться на 43,48 грн.

7. Прибуток від додаткової реалізації продукції:

У результаті використання режиму допалювання СО зростає продуктивність сталеплавильного агрегату за рахунок зниження тривалості плавки ванни киснем на 0,2 год/плавку. Тому продуктивність збільшується на:

$$\Delta P = P^{2016} - P^0 = 1065965 - 995422 = 70543 \text{ т},$$

що підтверджується розрахунками через тривалість плавки

$$\Delta \tau = (\tau^{2016} - \tau^0) * n * V / \tau^{2016} = (3,71 - 3,51) * 5200 * \\ * 238 / 3,51 = 70543 \text{ т},$$

де τ^{2016}, τ^0 – тривалість плавки за 2016 р. і базова відповідно, год;

n – кількість плавок за 2016 р., шт;

V – середня вага плавки, т.

На підставі проведених досліджень на ПАТ МК «Запоріжсталь» впроваджена нова технологію підвищення ефективності використання теплоти [227] від допалювання оксиду вуглецю в сталеплавильному агрегаті (ДСА), що привело до зниження технологічної витрати природного газу на виплавку сталі на 6,89 м³/т (з 6,89 до 0 м³/т) і тривалості продування на 0,2 год (з 3,71 до 3,51 години), що дозволило перейти агрегату на процес виплавлення сталі без використання природного газу при забезпеченні високої якості металопродукції. Результати розрахунку приведені в таблиці 4.4.

Таблиця 4.4

Порівняльні техніко-економічні показники

Показник	Од. вим.	Базовий варіант	Експеримен- тальний варіант	Відхилення
Річний обсяг виробництва	т	995422	1065965	+70543
Питома витрата природного газу	м ³ /т	6,89	0	- 6,89
Питома витрата кисню	м ³ /т	58,34	56,95	-1,39
Тривалість плавки	година	3,71	3,51	
Додаткове виробництво сталі	т/рік		+70543	
Витрати на реалізацію	тис. грн/рік		720,00	
Економічний ефект від зниження витрати природного газу	тис. грн/рік		46083,71	
Економічний ефект від зниження витрати кисню	тис. грн/рік		953,43	
Загальний річний економічний ефект	тис. грн/рік		46347,15	

Таким чином, з таблиці видно, що пропонований дуттьовий режим з підвищенням ефективності допалювання оксиду вуглецю при використанні нових кисневих фурм дозволив одержати фактичний чистий економічний ефект від впровадження в кількості 46347157,79 грн/рік, при зменшенні собівартості сталі на 43,48 грн, а також збільшити продуктивність сталеплавильного агрегату на 70543 т/рік.

ВИСНОВКИ ДО РОЗДІЛУ 4

1. Визначений вплив розмірів бульбашок СО і інтенсивності продування ванни киснем на процес пилоутворення. Експериментально встановлене, що при збільшенні діаметра бульбашок від 5 до 12 мм, відбувається збільшення утворення пилу механічного походження від 0,86 до 3,32 кг/т. При збільшенні інтенсивності продування від 2000 до 8000 м³/год винос пилу випарного походження збільшується від 6,07 до 8,80 кг/т.

2. На підставі результатів досліджень, проведених у даній роботі, розроблений оптимальних теплотехнічний режим виплавлення сталі з визначенням оптимальної витрати кисню для досягнення мінімальних викидів пилу в навколишнє середовище виходячи зі співвідношення продуктивності агрегату: інтенсивність подачі кисню на ванну склала 6500 м³/год при тривалості плавки 3,54 години (при мінімальній кількості пилу 7,75 кг/т.

3. На підставі проведених досліджень на ПАТ МК «Запоріжсталь» впроваджена нова технологію підвищення ефективності використання теплоти від допалювання оксиду вуглецю в сталеплавильному агрегаті (ДСА), що привело до зниження технологічної витрати природного газу на виплавку сталі на 6,89 м³/т (з 6,89 до 0 м³/т) і тривалості продування на 0,2 год (з 3,71 до 3,51 години), що дозволило перейти агрегату на процес виплавлення сталі без використання природного газу при забезпеченні високої якості металопродукції.

4. Фактичний чистий економічний ефект від даної роботи склав 46347157,79 грн/рік.

5. На підставі результатів досліджень і рекомендацій, сформульованих у дисертації складені нові технологічні карти роботи ДСА, розроблені й впроваджені фурми нової конструкції.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

У дисертації виконано теоретичне узагальнення й отримано комплексний розв'язок важливого науково-прикладного завдання – зниження витрати природного газу, кисню й інших енергоресурсів на виплавку сталі при підвищенні ступеня допалювання оксиду вуглецю в газах, що відходять. за рахунок розробки раціональної конструкції дуттьового пристрою, нових режимів виплавлення сталі. Основні результати роботи полягають у наступному:

1. Виконано аналіз конструктивних особливостей і ефективності використання пристроїв для продування ванни сталеплавильних агрегатів киснем, який показав їх вплив на утворення і допалювання оксидів вуглецю в робочому просторі агрегатів і формування теплового балансу плавки стосовно до реальних виробничих умов.

2. Експериментально і теоретично досліджено вплив параметрів дуттьового пристрою (кутів нахилу і діаметрів сопел) під час продування ванни сталеплавильного агрегату киснем на процеси, що протікають в реакційній зоні. Розроблено інноваційну конструкцію дуттьового пристрою з комбінованим розташуванням діаметрів отворів і кутів нахилу сопел, що дозволило знизити тривалість плавки на ДСА від 3,71 до 3,51 години, знизити питомі витрати кисню на плавку від 58,34 до 56,97 м³/т при зниженні інтенсивності продування від 5707 до 5659 м³/год при збільшенні коефіцієнта допалювання на 2-7 %.

3. Експериментальним шляхом при проведенні балансових плавок на 250-тонному ДСА ПАТ МК «Запоріжсталь» визначено вплив конструкції дуттьового пристрою і інтенсивності продування на процеси допалювання СО. Визначено, що при збільшенні інтенсивності продування від 2300 до 8000 м³/год і зміні кутів нахилу сопел від 20 до 50° інтенсифікується процес утворення та допалювання СО у ванні сталеплавильного агрегату, що призводить до збільшення швидкості нагріву розплаву з 74,0 до 89,4 °С/год, а об'ємна частка СО збільшується від нуля (в струменя кисню) до 80% на виході

з розплаву. При цьому спостерігається формування факела по довжині ванни, що зноситься потоком димових газів. Встановлено, що при зміні інтенсивності продування ванни від 1800 до 2400 м³/год довжина факела, що зноситься потоком димових газів, збільшується від 0,65 - 0,70 до 1,30-1,40 м, а температура факела від 1700 до 1870 °С. Що дозволяє підійти до питання розробки раціонального енергозберігаючого режиму виплавлення сталі та вибрати конструкцію дугтьового пристрою, що забезпечує найбільше тепловиділення.

4. Експериментальним і теоретичним шляхом визначені закономірності впливу параметрів теплового режиму і інтенсивності продування на процес пилоутворення під час продування ванни сталеплавильного агрегату киснем. Встановлено, що при збільшенні діаметра бульбашок від 5 до 12 мм, відбувається збільшення кількості пилу механічного походження від 0,86 до 3,32 кг/т. При збільшенні інтенсивності продування від 4000 до 8000 м³/год винос пилу випарного походження збільшується від 6,0 до 8,8 кг/т. Це дозволить підібрати раціональну інтенсивність продування для мінімізації викидів пилу з ванни.

5. На підставі досліджень проведених у даній роботі на МК ПАТ «Запоріжсталь» розроблений і впроваджений в промислове виробництво новий енергозберігаючий тепловий та кисневий режим виплавлення сталі, що забезпечує підвищення ефективності використання теплоти при допалюванні оксидів вуглецю при використанні раціональної конструкції фурми в сталеплавильному агрегаті (ДСА), що привело до зниження технологічної витрати природного газу на виплавку сталі на 6,89 м³/т (з 6,89 до 0 м³/т) і тривалості продування на 0,2 год (з 3,71 до 3,51 год) і дозволило перейти агрегату на процес виплавлення сталі без використання природного газу при забезпеченні високої якості металопродукції.

Фактичний чистий економічний ефект від даної роботи склав 46347157,79 грн/рік.

Результати дисертаційної роботи, проектні й технічні рішення, впроваджені:

- у вигляді розробленої й впровадженої конструкції дуттьового пристрою для продування ванни киснем, з використанням комбінованого розташування отворів і сопел, яка забезпечує підвищення ефективності продування ванни сталеплавильного агрегату, зниження тривалості плавки з 3,71 до 3,51 години і зниження витрат на виплавку сталі. Дуттьовий пристрій впроваджено в сталеплавильному цеху МК ПАТ «Запоріжсталь» (м. Запоріжжя);
- у вигляді рекомендацій щодо оптимізації технології виплавлення сталі з допалюванням оксидів вуглецю над зоною продування в сталеплавильному цеху МК ПАТ «Запоріжсталь» (патент України на корисну модель № 108529. В результаті впровадження виключено використання природного газу, зменшена тривалість плавки. Зниження собівартості виробництва сталі на 43,48 грн/т, що відповідає річному економічного ефекту 46347157,79 грн на рік при обсязі виробництва сталі 1065965 т / рік.
- у навчальному процесі при вивченні дисципліни «Високотемпературні процеси й установки».

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Титаренко Е. В. Разработка рекомендаций по повышению эффективности энергетического хозяйства ПАО «ЕМЗ» за счет утилизации вторичных энергетических ресурсов / Е. В. Титаренко, С. В. Гридин, // Энергетика, энергосбережение в начале XXI столетия: науч.-практ. конф. молодых ученых, специалистов, аспирантов, 20 марта 2014г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2014. – С. 84.
2. Гичёв Ю. А. Техническое осуществление пульсационно-акустического сжигания топлива для экономии энергоресурсов / Ю. А. Гичёв, М. Ю. Ступак // Тепло- и массообменные процессы в металлургических системах. В 2 т. Т. 1: IX Междунар. науч.-техн. конф., 9-11 сентября 2015 г.: материалы докладов. – Мариуполь, ПГТУ 2015. – С. 47–48.
3. Харлашин П.С. К вопросу анализа энерго- и ресурсосбережения в металлургии черных металлов / П. С. Харлашин // Университетская наука-2012: в 3 т.: междунар. науч.-техн. конф., 24-27 апреля 2012 г.: тез. докл. - Мариуполь, ПГТУ 2012. – Т. 1. – С. 46–50.
4. Харлашин П.С. Анализ развития ресурсосберегающих технологий в сталеплавильном производстве / П. С. Харлашин [и др.] // Университетская наука-2009: в 2 т.: междунар. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл.- Мариуполь, ПГТУ 2009. – Т. 1. – С. 55–57.
5. Сущенко А. В. Ресурсосбережение и экология конвертерного производства стали / А. В. Сущенко // Вісник Приазов. держ. техн. ун-ту: зб. наук. Праць. Мариуполь, ПГТУ 2004. - Вип. 14. - С. 341-346.
6. Харлашин П. С. Ресурсосбережение и техническая экология / П. С. Харлашин, Ю. В. Хавалиц // Университетская наука-2016: в 4 т.: междунар. науч.-техн. конф., 19-20 мая 2016 г.: тез. докл. - Мариуполь, ПГТУ 2016. – Т. 1. – С. 37–39.
7. Сущенко А. В. Разработка и внедрение кислородной фурмы для интенсификации дожигания монооксида углерода в полости кислородного конвертера / А. В. Сущенко [и др.] // междунар. науч.-техн. конф.

Университетская наука-2012: в 3 т.: междунар. науч.-техн. конф., 24-27 апреля 2012 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2012. – Т. 2. – С. 35–38.

8. Богушевский В. С. Управления конвертерной плавкой в режиме энергосберегающей технологии / В. С. Богушевский, В. Ю. Сухенко, Б. В. Василенко // Проблеми енергоресурсозбереження в промисловому регіоні. Наука і практика: всеукраїнська наук.-практ. конф. молодих учених, спеціалістів, аспірантів, 11-12 травня 2016 р.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2016. – С. 70–71.

9. Лухтура Ф. И. О степени дожигания конвертерных газов в конвертерах верхнего дутья / Ф. И. Лухтура // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць / ПДТУ. – Маріуполь, 2015. – Вип. 30, Т. 1. – С. 111–121. – (Серія: Технічні науки).

10. Карабасов Ю.С. Сталь на рубеже столетий. - М.: МИСиС. 2001. - 664 с.

11. Харахулах В.С. Итоги работы и перспективы технического перевооружения сталеплавильного производства в Украине / В.С. Харахулах, В.В. Лесовой // Труды 9-го конгресса сталеплавильщиков. - М.: ОАО «Черметинформация», 2007. - С. 61-66.

12. Косырев К.Л. Пути развития сталеплавильного производства / К.Л. Косырев, Г.Н. Еланский, М.С. Фомичев, В.М. Паршин, А.Г. Шалимов // Металлург. - 2011. - №1. - С. 44

13. Сущенко А.В. Модернизация соплового блока кислородной фурмы и совершенствование дутьевого режима плавки при изменении шихтовых и производственных условий в ККЦ ПАО «МК «Азовсталь» / А.В. Сущенко, Е.С. Попов, Р.С. Сидорчук, М.П. Орличенко // Вісник Приазовського державного технічного університету. – 2013. - №27. – С. 29-39.

14. Лаврик Д.А. Разработка и совершенствование конструкций дутьевых устройств и технологии конвертерной плавки с жидкофазным восстановлением / Д.А. Лаврик / автореф. дис. на соискание степени канд. техн. наук: спец. 05.16.02 «Металлургия черных, цветных и редких металлов». – Новокузнецк, 2003. - 27 с.

15. А.с. 2370546 РФ, МПК С 21 С 5/32. Способ дожигания оксида углерода над зоной продувания в конвертере / Меркер Э.Э., Казаков С.В. – 2005127991/02-09; заявлено 07.09.05; опубл. 20.10.09, Бюллетень открытий и изобретений № 28. – С. 17.

16. Кожухов А.А. Развитие научных основ вспенивания шлаков с целью повышения энерготехнологических показателей производства стали / А.А. Кожухов / автореф. дис. на соискание степени доктора техн. наук: спец. 05.16.02 «Металлургия черных, цветных и редких металлов». – Москва, 2016. - 44 с.

17. Сущенко А. В. Анализ технических и технологических проблем при повышении интенсивности продувания плавов в действующих кислородно-конвертерных цехах / А. В. Сущенко, А. С. Гриценко // Университетская наука-2015: междунар. науч.-техн. конф., 19-20 мая 2015 г. : в 4-х т.: тезисы докладов. – Мариуполь, ГВУЗ «ПГТУ» 2015. – Т. 1. – С. 172-173.

18. Сущенко А. В. Состояние и пути решения проблемы дожигания отходящих газов в кислородном конвертере / А. В. Сущенко, А. С. Безчерев // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць / ПДТУ. – Маріуполь, 1999. – Вип. 8. – С. 50–54.

19. Меркер Э.Э. Газодинамическая защита зоны продувания в сталеплавильных агрегатах / Э.Э. Меркер.- М.: Metallurgy, 1994. – 176 с.

20. Меркер Э.Э. Проблемы дожигания оксида углерода и утилизации пыли в конвертере/ Э.Э. Меркер. - М.: Metallurgy, 1996г. – 192 с.

21. Меркер Э.Э Организация газодинамической защиты над зоной продувания в конвертере с учётом влияния шлака / Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко // Изв. ВУЗов «Чёрная металлургия». - №3. -2001. – С. 18-22.

22. Кожухов А.А. Энергосберегающий режим продувания конвертерной ванны кислородом: труды девятого конгресса сталеплавильщиков, г. Старый Оскол, 17-19 октября 2006 г. / А. А. Кожухов, Э. Э. Меркер, Г. А. Карпенко. – Москва, 2007. – С. 236.

23. Кожухов А. А. Теория газоструйного пылеосаждения над зоной продувания в кислородном конвертере: монография / А. А. Кожухов, Э. Э. Меркер. – Старый Оскол: ООО «ТНТ», 2011. – 207 с.

24. Кожухов А. А. Теория газоструйного пылеосаждения. Оптимизация дутьевого режима кислородного конвертера: монография / А. А. Кожухов. – LAP LAMBERT Academic Publishing, 2011. – 129 с.

25. Кожухов А. А. Энергосберегающие технологии выплавки стали на основе вспенивания сталеплавильных шлаков: монография / А. А. Кожухов. – LAP LAMBERT Academic Publishing, 2011. – 357 с.

26. Исследование применения двухъярусных кислородных фурм с целью синхронизации процессов нагрева и обезуглероживания конвертерной ванны: материалы Международной научной конференции «Современные сложные системы управления» / А. А. Кожухов, Э. Э. Меркер. – Старый Оскол, 2010. – С. 221-223.

27. Полетаев В.П. Организация многоструйной продувки сталеплавильной ванны кислородом / В.П. Полетаев, И.Я. Яновский // Изв. АН. Металлы. 1973. - №5. – С. 5-12.

28. Математическая модель управления конвертерной плавкой на основе применения двухъярусных фурм с отдувом: труды научно-технической конференции с международным участием «Информационные технологии в инновационных проектах» / А. А. Кожухов, Э. Э. Меркер. – Ижевск, 2013. – С.37-38.

29. А.с. 2369641 РФ, МПК С 21 С 5/32. Способ пылеосаждения над зоной продувания в конвертере / Э. Э. Меркер, А. А. Кожухов, С. В. Казаков, В. П. Лузгин, Г. А. Карпенко. – 2005135997/02-09; заявлено 07.10.05; опубл. 10.10.09, Бюллетень открытий и изобретений № 28. – С. 12.

30. Лисиенко В.Г. Теплофизика металлургических процессов / В.Г. Лисиенко, В.И. Лобанов, Б.И. Китаев - М.: Металлургия, 1982. - 240 с.

31. Технологическая инструкция ТИ 227-СТ.М.-07-2016 «Ведение теплового режима сталеплавильного агрегата емкостью 160 и 350 т сталеплавильного цеха с применением кислорода». - Мариуполь: ОАО «ММК им. Ильича», 2016. - 27 с.

32. Чернятевич, А. Г. Кислородно-конвертерные фурмы с двойным углом наклона сопел / А. Г. Чернятевич, А. В. Сущенко // Университетская наука-

2012: в 3 т.: междунар. науч.-техн. конф.: 24-27 апреля 2012 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2012. – Т. 2. – С. 42–44.

33. Сущенко А. В. Организация охлаждения засопловых зон наконечников кислородных фурм верхнего дутья / А. В. Сущенко, А. Г. Чернятевич, А. С. Гриценко // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць / ПДТУ. - Маріуполь, 2012. - Вип. 25. - С. 70-80.

34. Сущенко А. В. Повышение стойкости и надежности работы фурменных наконечников с тангенциальным расположением сопел / А. В. Сущенко, А. Г. Чернятевич, А. С. Гриценко // Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наукових праць / ПДТУ. – Маріуполь, 2014. – Вип. 29. – С. 20-26.

35. Чернятевич А. Г. Разработка дутьевого и шлакового режимов плавки для большегрузного конвертера / А. Г. Чернятевич, Е. Н. Сигарев, Е. А. Чубина, Р. Н. Руденко // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету. Технічні науки. - 2015. - Вип. 1. - С. 19-24.

36. Чернятевич А. Г. Направления совершенствования конструкции кислородной фурмы на основе методов управления качеством / А. Г. Чернятевич, Е. Л. Мастеровенко // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету. Технічні науки. - 2012. - Вип. 3. - С. 15-23.

37. Гичёв Ю. А. Анализ тепловых балансов в процессах сушки и разогрева сталеразливочных ковшей при пульсационном сжигании топлива / Ю. А. Гичёв, М. Ю. Ступак // Тепло- и массообменные процессы в металлургических системах. В 2 т. Т. 1 : материалы IX Междунар. науч.-техн. конф. (Мариуполь, 9-11 сентября 2015 г.). – Мариуполь: ПГТУ, 2015. – С. 57–58.

38. Гичёв Ю. А. Эффективность пульсационного сжигания топлива при сушке и разогреве сталеразливочных ковшей / Ю. А. Гичёв, М. Ю. Ступак // Тепло- и массообменные процессы в металлургических системах. В 2 т. Т. 1 : материалы IX Междунар. науч.-техн. конф. (Мариуполь, 9-11 сентября 2015 г.). – Мариуполь : ПГТУ, 2015. – С. 49–50.

39. Катаев А. А. Методологические вопросы энергосбережения промышленных узлов на примере металлургического производства / А. А. Катаев, О. А. Бородецкая // Вісник Приазов. держ. техн. ун-ту: зб. наук. праць / ПДТУ. - Мариуполь, 2003. - Вип. 13. - С. 370-375.

40. Деменчук Э. В. Эффективность тепловидения и термографии при проведении диагностики металлургического оборудования ПАО «ММК им. Ильича» / Э. В. Деменчук, В. К. Смирно, А. В. Чичиков // Университетская наука-2013 : в 3 т. : междунар. науч.-техн. конф., 14-16 апреля 2013 г.; тез. докл. . – Мариуполь, ПГТУ 2013. – Т. 1. – С. 327–328.

41. Серебряков В. А. Об экономической эффективности замещения природного газа кислородом в условиях ПАО «ММК им. Ильича» / В. А. Серебряков // Университетская наука-2012: в 3 т.: междунар. науч.-техн. конф., 24-27 апреля 2012 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2012. – Т. 2. – С. 22–28.

42. Сущенко А. В. Опыт эксплуатации усовершенствованной системы отопления мартеновских печей в ПАО «ММК им. Ильича» / А. В. Сущенко [и др.] // Университетская наука-2012: в 3 т.: междунар. науч.-техн. конф., 24-27 апреля 2012 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2012. – Т. 2. – С. 39–42.

43. Lenhert D.B. The Oxidation of large molecular weight hydrocarbons in a pressurized flow reactor / D.B. Lenhert, N.P. Cernansky, D.L. Miller, 4th Joint Meeting of the U.S. Sections of the Combustion Institute, Philadelphia, PA, - 2005.

44. Simon P. Materials for electrochemical capacitors / P. Simon, Yu. Gogotsi // Advances in Ceramic Science and Engineering (ACSE) V. 2. - 2013. – P.106-112.

45. Мешалкин А.П. Повышение интенсивности дутья при глубинной продувке конвертерной ванны / А. П. Мешалкин [и др.] // Университетская наука-2009: в 2 т.: междунар. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2009. – Т. 1. – С. 123–124.

46. Айнагоз Г. В. Взаимодействие струи кислорода с жидким металлом / Г. В. Айнагоз // Университетская наука-2009: в 2 т.: междунар. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл. – ПГТУ Мариуполь, 2009. – Т. 1. – С. 263–264.

47. Бакланський В. М. Поліпшення теплового балансу конвертерної плавки / В. М. Бакланський, А. Н. Яценко // Университетская наука-2015:

международ. науч.-техн. конф., 19-20 мая 2015 г.: в 4-х т.: тезисы докладов. – Мариуполь, ГВУЗ «ПГТУ» 2015. – Т. 1. – С. 84-87.

48. Сущенко А. В. Критический анализ известных алгоритмов расчета материального и теплового балансов конвертерной плавки / А. В. Сущенко // Университетская наука-2014: в 5 т.: международ. науч.-техн. конф., 20-21 мая 2014 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2014. – Т. 2. – С. 46–47.

49. Сущенко А. В. Тепловая работа футеровки кислородных конвертеров / А. В. Сущенко, М. П. Орличенко // Университетская наука-2016: в 4 т.: международ. науч.-техн. конф., 19-20 мая 2016 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2016. – Т. 1. – С. 157–158.

50. Деливеров В. П. Исследование колебательных характеристик при установлении преграды по течению струи / В. П. Деливеров // Университетская наука-2009: в 2 т.: международ. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2009. – Т. 1. – С. 293–294.

51. Деливеров В. П. Влияние частоты колебаний струи газа на процессы в реакционной зоне конвертера / В.П. Деливеров // Университетская наука-2009: в 2 т.: международ. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2009. – Т. 1. – С. 292–293.

52. Маслов В. А. Источники и ресурсы железографитовых отходов на металлургических предприятиях / В. А. Маслов, Л. А. Трофимова, Л. А. Дан // Тепло- и массообменные процессы в металлургических системах. В 2 т. Т. 1: материалы IX Международ. науч.-техн. конф., 9-11 сентября 2015 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2015. – С. 147–150.

53. Харахулах В.С. Состояние сталеплавильного производства на предприятиях объединения «Металлургпром» и перспектива его развития до 2015 года/ В.С. Харахулах, В.В. Лесовой, В.М. Мельник // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – №3. – С.4–11. 2.

54. Свяжин А.Г. Механизм образования пыли при производстве стали / А.Г. Свяжин // Сталь. – 1999. – №12. – С.78–81.

55. Семькин С.И. Особенности пылевыведения при выплавке металла в условиях наложения на ванну низковольтных электрических потенциалов/ С.И. Семькин, В.Ф. Поляков, Е.В. Семькина, Т.С. Кияшко // Фундаментальные и

- прикладные проблемы черной металлургии. Сб. тр. ИЧМ.– Вып. 21. – 2010. – С.149–154.
56. Сущенко А. В. Об усвоении кислорода дутья расплавом в реакционной зоне конвертера / А. В. Сущенко // Вісник Приазов. держ. техн. ун-ту: зб. наук. праць / ПДТУ. - Маріуполь, 2005. - Вип. 15, Ч. 1. - С. 50-55.
57. Кудрин В. А. Современные конвертерные технологии и проблемы ресурсосбережения / Сталь. – 2006. – №10. – С.17.
58. Rymarchyk N. Post combustion lances in Basic Oxygen Furnace (BOF) operations // Steelmaking Conference Proceedings. 1998. P. 445 – 449.
59. Stone R. Further process improvements at Severstal Sparrows Point via new technology implementation/ R. Stone, D. Neith, S. Koester et al. // AIS Tech 2009 Proceedings. 2009. № 1. P. 737 – 747.
60. Разработка и внедрение кислородной фурмы для интенсификации дожигания монооксида углерода в полости кислородного конвертера / А. В. Сущенко [и др.] // Университетская наука-2012: в 3 т.: междунар. науч.-техн. конф., 24-27 апреля 2012 г.: тез. докл.. – Мариуполь, ПГТУ 2012. – Т. 2. – С. 35–38.
61. Сущенко А. В. Сравнительный анализ методик расчета материального и теплового балансов кислородно-конвертерной плавки / А. В. Сущенко, И. А. Фейерэйзен // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць / ПДТУ. - Маріуполь, 2013. - Вип. 27. - С. 17-29.
62. Лухтура Ф. И. О влиянии гидрогазодинамики взаимодействия окислителя с барботируемой шлакометаллической эмульсией на степень дожигания конвертерных газов / Ф. И. Лухтура // Университетская наука-2015: междунар. науч.-техн. конф., 19-20 мая 2015 г. : в 4-х т.: тезисы докладов. – Мариуполь, ГВУЗ «ПГТУ» 2015. – Т. 1. – С. 218-220.
63. Меркер Э.Э. Эффективность кислородно-конверторных процессов производства стали с дожиганием СО в отходящих газах / Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко Изв. ВУЗов «Чёрная металлургия» №4, 2000г., с. 12 -14.
64. Чернятевич А. Г. Разработка двухъярусных фурм для продувания расплава в конвертере / А. Г. Чернятевич, Е. Н. Сигарев, Е. В. Глаголева //

Университетская наука-2013: в 3 т.: междунар. науч.-техн. конф., 14-16 апреля 2013 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2013. – Т. 2. – С. 58.

65. Чернятевич А. Г. Опыт использования в конвертерном процессе двухъярусной кислородной фурмы / А. Г. Чернятевич, Е. Н. Сигарев, К. И. Чубин // Университетская наука-2014: в 5 т.: междунар. науч.-техн. конф., 20-21 мая 2014 г.: тез. докл.. – Мариуполь, ПГТУ 2014. – Т. 2. – С. 56-57.

66. Явойский А.В. Фундаментальные исследования, разработка технологии и способов управления сталеплавиельными процессами XXI-го века / А. В. Явойский // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць / ПДТУ. - Маріуполь, 1999. - Вип. 7. - С. 24-31.

67. Мешалкин А. П. Повышение интенсивности дутья при глубинной продувке конвертерной ванны / А. П. Мешалкин [и др.] // Университетская наука-2009: в 2 т.: междунар. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл. – Мариуполь, 2009 ПГТУ. – Т. 1. – С. 123–124.

68. Лухтура Ф.И. О потерях энергии при течении газа в соплах. Ч.1 // Вісник Приазовського державного технічного університету. - 2004. - Вип.14 - С. 287-292.

69. Tassot P., Reichert N. Ways of Improving Steel Quality / P. Tassot, N. Reichert // Revure de Metallurgie. – 107. – 2010. - P.175-185.

70. Меркер Э.Э. Физические процессы в конвертере и энерго-экологические показатели производства: монография / Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко. - 2-е изд., стереотип. - Старый Оскол: ООО «ТНТ», 2008. - 328 с.

71. Исследование способов отопления мартеновских печей природным газом // Бюл. НТИ. Черная металлургия. - 1965. - № 13. - С. 30-32.

72. Глинков Г.М. Результаты моделирования мартеновских печей, отапливаемых холодным высококалорийным и горячим смешанным газом / Г.М. Глинков, Н.А. Калошин, Е.А. Капустин и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1961.-№2.-С. 138-147.

73. Технологическая инструкция ТИ 226-СТ.М.-11-17 «Технологическая инструкция выплавки стали на ДСА». - Запорожье: ПАО «Запорожсталь», 2017. - 45 с.

74. Бойченко Б.М. Конвертерное производство стали теория, технология, качество стали, конструкции агрегатов, рециркуляция материалов и экология / Б.М. Бойченко, В.Б. Охотский, П.С. Харлашин. - Днепропетровск: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2006. - 454 с.

75. Смирнов А.Н. Развитие конвертерного производства стали в мире/ А.Н. Смирнов // Металл. 2006. №11.-С. 18-27.

76. Luomala M.J. Physical Model Study of Selective Slag Splashing in the BOF/ M.J. Luomala, T.M. Fabritius // ISIJ International. 2002. Vol.42. No.11. - P.1219–1224.

77. Кожухов А.А. Разработка математической модели управления процессами нагрева и обезуглероживания конвертерной ванны: труды XXIII Российской школы по проблемам науки и технологии / А. А. Кожухов, Э. Э. Меркер. – Миасс, 2003. – С. 339-347.

78. Zhang L. Hydraulic model experiment of converter coherent jet oxygen lance / L. Zhang, S. Ming-Gang, K. Shu-Mei // Proceedings of Asia Steel Busan, Korea, 2009. – P. 105-115.

79. Калошин Н.А. Повышение энергетической эффективности современного конвертерного производства / Н.А. Калошин // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1961.-№2.-С. 138-147.

80. Юдашкин М.Я. Пылеулавливание и очистка газов в чёрной металлургии / М.Я. Юдашкин. - М.: Металлургия, 2009. - 320 с.

81. Югов П.И. Повышение энергетической эффективности современного конвертерного производства/ П.И. Югов, В.М. Журавлев // Сталь. -1986.-№ 10.- С. 18-20.

82. Лякишев Н.П. Некоторые научно-технические проблемы современной металлургической технологии / Н.П. Лякишев // Сталь, 2011, № 9. - С. 1-6.

83. Maia B.T. Effects of the use of twisted nozzles on jet-bath Interaction and on mixing time in a BOF top blow Converter / B.T. Maia, J.A. Alvarenga, R.F. Reis, R.P. Tavares // The 6th European Oxygen Steelmaking Conference, Programme No.1-12 - Stockholm 2011.

84. Tago Y. Fluid flow analysis of jets from nozzles in top blown process / Y. Tago, Y. Higushi // ISIJ International - 2003, v.43, No.2. - P.209–215.

85. Higushi Y. Effect of nozzle twisted lance on jet behavior and spitting rate in top blown process / Y. Higushi, Y. Tago // ISIJ International. - 2003, v.43, No.9. - P.1410–1414.
86. Zhang L. S. Hydraulic model experiment of converter coherent jet oxygen lance / Zhang L. S., Minggang Z. Z. // Asia Steel 2009. May 24 – 27, 2009, Pusan, Korea.
87. Meidani R. Modelling shrouded supersonic jets in metallurgical reactor vessels / R. Meidani, M. Isac, A. Richardson [et. al.] // ISIJ International.- 2004, v.44, No.10. – P.1639–1645.
88. Choudhary S.K. Evaluation of Bottom Stirring System in BOF Steelmaking Vessel Using Cold Model Study and Thermodynamic Analysis / S.K. Choudhary, S.K. Ajmani // ISIJ International. 2006. Vol.46. No.8. - P.1171–1176.
89. Лякишев Н.П. Некоторые научно-технические проблемы современной металлургической технологии/ Н.П. Лякишев //Сталь, 2011, № 9. - С. 1-6.
90. Ughadpada K. Production improvement of No. 2 BOSP at ESAI / K. Ughadpada, S. Briglio, G. Mohammed // Iron and Steel Technology. 2010. № 11. P. 59 – 64.
91. Бойко В.С. Энергоресурсосбережение в мартеновском производстве Мариупольского металлургического комбината им. Ильича / В.С. Бойко, А.В. Сущенко. - М.: Научно - производственное издание Мариуполь, 2008. - 233 с.
92. Сущенко, А. В. Особенности конструирования и работы дутьевых устройств с тангенциальным расположением сопел / А. В. Сущенко, А. С. Гриценко // Университетская наука-2016: в 4 т.: тез. докл. междунар. науч.-техн. конф. (Мариуполь, 19-20 мая 2016 г.) / ПГТУ. – Мариуполь, 2016. – Т. 1. – С. 137–138.
93. Найдек В.Л. Технология выплавки стали в мартеновских печах с продувкой ванны наклонными фурмами / В.Л. Найдек, Н.И. Глоба, Я.Б. Униговский // Черная металлургия: Бюл. ин-та «Черметинформация». - 1983. - Вып. 8. - С.52.

94. Баптизманский В.И. Фурмы для продувания печи и их работа / В.И. Баптизманский, А.Г. Величко, А.В. Шибко // Черная металлургия: Бюл. ин-та «Черметинформация». - 1983. - Вып. 5. - С. 24-33.
95. Войнов Ю.А. Усовершенствование конструкции наклонных продувочных фурм мартеновских печей / Ю.А. Войнов, С.Е. Розин, Р.М. Кричкер // Бюл. ин-та «Черметинформация». - 1985. - Вып. 21. - С.45.
96. Черняев А.А. Моделирование двухстадийного дожигания отходящих газов в металлургическом производстве / А.А. Черняев. - Магнитогорск, 2013. – 159 с.
97. Меркер Э.Э. Физические процессы в конвертере и энергоэкологические показатели производства: монография / Э.Э. Меркер, Г. А. Карпенко. - 1-е изд., стереотип. - Старый Оскол: ООО «ТНТ», 2007. - 315 с.
98. Чернятевич А. Г. Опыт использования в конвертерном процессе двухъярусной кислородной фурмы / А.Г. Чернятевич, Е.Н. Сигарев, К.И. Чубин // Университетская наука - 2014: в 5 т.: междунар. науч.-техн. конф., 20-21 мая 2014 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2014. – Т. 2. – С. 57.
99. Сущенко А. В. Исследование температурного поля в наконечниках кислородных фурм для верхней продувания конвертеров / А. В. Сущенко, А. П. Балаба // Университетская наука-2009: в 2 т.: междунар. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2009. – Т. 1. – С. 274–275.
100. Чернятевич И.В. Современное состояние и направления совершенствования конструкций кислородных фурм для продувания конвертерной ванны / И.В. Чернятевич, Е.Н. Сигарев, А.Г. Чернятевич // Бюл. Черная металлургия. – 2008. – № 12. – С. 23-2.
101. Сущенко А. В. Развитие конструкций кислородно-конвертерных фурм с центральным сопловым модулем / А. В. Сущенко // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць / ПДТУ. - Маріуполь, 2011. - Вип. 22. - С. 60-67. - (Серія : Технічні науки).
102. Чернятевич А. Г. Кислородно-конвертерные фурмы с двойным углом наклона сопел // А. Г. Чернятевич, А. В. Сущенко // «Университетская наука-2014». Т. 2, 2014 г. С.42-44.

103. Сущенко А.В. Система охлаждения продувочных фурм сталеплавильных агрегатов с несимметричным подводом охладителя / А.В. Сущенко, А.П. Балаба, А.С. Гриценко // Университетская наука-2009: в 2 т.: тез. докл. междунар. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2009. – Т. 1. – С. 275–276.

104. Сигарев Е. Н. Реакционные зоны в ковше с вращающейся фурмой / Е.Н. Сигарев, Д.О. Гуржий, Н.Н. Недбайло // Университетская наука-2015: междунар. науч.-техн. конф., 19-20 мая 2015 г.: в 4-х т.: тезисы докладов. – Мариуполь, ГВУЗ «ПГТУ» 2015. – Т. 1. – С. 179-180.

105. Чернятевич А.Г. Новые кислородные фурмы для 250-т конвертеров / А.Г. Чернятевич, К.Г. Носов, Ю.Н. Борисов и др. // Черная металлургия. Бюл. НТИ. -1986. - № 19. - С 51-53.

106. Чернятевич А.Г. Фурмы для 250-т конвертеров / А.Г. Чернятевич, В.В. Несвет, А.Д. Зражевский, А.А. Ситало // Сталь. - 1989. - № 2. - С. 32-34.

107. Сущенко А.В. Состояние и пути решения проблемы дожигания отходящих газов в кислородном конвертере / А.В. Сущенко, А.С. Безчерев // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць / ПДТУ. – Маріуполь, 2009. – Вип. 8. – С. 50–54.

108. Сущенко А. В. Совершенствование и оптимизация дутьевых режимов и устройств кислородных конвертеров / А.В. Сущенко // Вісник Приазов. держ. техн. ун-ту: зб. наук. праць / ПДТУ. - Маріуполь, 2009. - Вип. 19. - С. 36-41.

109. Морозова Т.Г. Возможность увеличения степени дожигания СО в конвертере. В сб. научных трудов «Современная металлургия начала нового тысячелетия». Часть 3. / Т.Г. Морозова, О.С. Касьянович. - Липецк, ЛГТУ. 2005. с. 28-32.

110. Макаров А.Н. Теплообмен в электродуговых и факельных металлургических печах и энергетических установках / А.Н. Макаров.- Спб.: Лань, 2014. - 384 с.

111. Гудим Ю.А. Существует ли реальная альтернатива лому в электросталеплавильном производстве / Ю.А. Гудим, И.Ю. Зинуров, А.Д. Киселев // Электрометаллургия. 2008. №5. С. 27-30.

112. Гудим Ю.А. Рациональные способы интенсификация плавки в современных дуговых сталеплавильных печах/ Ю.А. Гудим, И.Ю. Зинуров, А.М. Шумаков // Электromеталлургия. 2005. №9. С. 2-6.
113. Борн К. Потенциальные возможности и проблемы утилизации тепла в сталеплавильных цехах/ К. Борн, Р. Грандерат // Metallургическое производство и технология. 2013. №2. С. 8-19.
114. Mazumdar D. Modeling of steelmaking processes / Mazumdar D. Evans J.W. – Boca Raton, London, New York: CRS Press, Taylor and Francis Group, 2010. – 463 p.
115. Singh V. Optimization of the bottom tuyeres configuration of the BOF vessel using physical and mathematical modeling / V. Singh, J. Kumar // ISIJ International. 2007. Vol.47. No11. - P.1605-1612.
116. Luomala M.J., Physical Model Study of Selective Slag Splashing in the BOF / M.J. Luomala, T.M. Fabritius // ISIJ International. 2002. Vol.42. No.11. - P.1219–1224.
117. Полетаєв В.В. Конспект лекцій з дисципліни з дисципліни «Технологія процесів (за фахом)» для студентів спеціальності 136 - Металургія, за освітньо-професійною програмою «Металургія чорних металів». - Кам'янське: ДДТУ, 2017.- 105 с.
118. Сурин В.А. Массо- и теплообмен, гидрогазодинамика металлургической ванны / В.А. Сурин, Ю.Н. Назаров. - М.: Металлургия, 1993. - 352 с.
119. Баптимизанский В.И. Распределение температур в объеме реакционной зоны при продувке металла кислородом / В.И. Баптимизанский, Ю.С. Паниотов, А.Е. Купчинский // Изв. вузов «Черная металлургия». – 1991. - № 10. – С. 15-18.
120. Величко А.Г. Рациональные конструкции многосопловых наконечников для кислородно- конвертерных фурм / А.Г. Величко, А.Г. Чернятевич, И.В. Чернятевич // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2012. - № 7. – С. 49-52.

121. Haastert H.P. Konvertersstahlwerke kombiniertes blasen und das TBM-verfahren in den; Stahewerken der Thyssen Stahe AG / H.P. Haastert, E. Hoffken // Thyssen Technische Berichte. - 2009.-№ 1.-С. 7-15.

122. Сущенко А.В. Универсальная кислородная фурма для продувания конвертерных плавов в нестабильных шихтовых условиях / А.В. Сущенко, В.И. Ганошенко, А.В. Воробьев и др.// Сталь.-2001. -№ 10.-С. 12-15.

123. Казанцев Е.И. Промышленные печи. Справочное руководство для расчетов и проектирования, 2-е изд., доп. и перераб. - М.: Metallurgiya, 1975. - 368 с.

124. Дюдкин Д. А. Современная технология производства стали / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко. - М.: Теплотехник, 2007. - 528 с.

125. Меркер Э.Э. Дожигание монооксида углерода в конверторе с учётом влияния шлака / Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко // Изв. ВУЗов «Чёрная металлургия». - №5. - 2001. – С. 12-16.

126. Померанцева В.В. Основы практической теории горения. / В.В. Померанцева.- Л.: Энероатомиздат, 1986. - 312 с.

127. Протопопов Е.В. Исследование структуры и параметров реакционных зон при верхней продувке применительно к проектированию многоцелевых конвертерных фурм/ Е.В. Протопопов, А.Г. Чернятевич, Д.А. Лаврик, Е.Л. Мастеровенко // Изв. вуз. Черная металлургия, 2002. - № 12. - С. 16 – 21.

128. Абрамович Г.Н. Теория турбулентных струй / Г.Н. Абрамович, Т.А. Гиршович, С.Ю. Крашенинников. - М.: Наука, 1984. - 716 с.

129. Протопопов Е.В. Гидродинамические особенности поведения конвертерной ванны при различных способах продувания/ Е.В. Протопопов, А.Г. Чернятевич, С.В. Юдин // Изв. вуз. Черная металлургия. - 1998. - № 8. - С. 23 – 29.

130. Глинков М.А. Тепловая работа сталеплавильных ванн. М.: Metallurgiya, 1970. - 408 с.

131. Протопопов Е.В. Исследование взаимодействия кислородных струй с отходящими конвертерными газами/ Е.В. Протопопов, А.Г. Чернятевич // Изв. вуз. Черная металлургия. - 1996. - № 10. - С. 5 – 9.

132. Протопопов Е.В. Исследование химических и температурных градиентов в конвертерной ванне с использованием высокотемпературного моделирования/ Е.В. Протопопов, А.Г. Чернятевич, С.В. Юдин // Изв. вуз. Черная металлургия. - 1997. - № 10. - С. 20 – 24.

133. Югов П.И. Повышение энергетической эффективности современного конвертерного производства/ П.И. Югов, В.М. Журавлев, В.П. Мокрова // Сталь. -1986.-№ 10.-С. 18-20.

134. Шевцов Е. К. Некоторые аспекты синхронного управления сталеплавильной ванной / Е. К. Шевцов, Д. Н. Орлов // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць / ПДТУ. - Маріуполь, 2002. - Вип. 12. - С. 237-240.

135. Яковлева И.Г. Общая характеристика и особенности дутьевых устройств при верхней продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Металлургия,- 2017. – № 1 (37). - С. 24-27.

136. Кобеза И.И. Энергосберегающие методы интенсификации сталеплавильных процессов / И.И. Кобеза.- М.: Металлургия, 1988 - 167с.

137. Канторович Б.В. Газодинамика и теория горения потока топлива / Б.В. Канторович, В.И. Миткалинный, Г.Г. Делягин. - М.: Металлургия, 1971 - 488 с.

138. Ерофеев М.М. Исследование перемешивания расплава в ковше на основе пространственной математической модели / М.М. Ерофеев, Е.Б. Агапитов, А.А. Николаев // Энергетика и энергоэффективные технологии. Сб. докладов международной научно-технической конференции Ч.2. Липецк 18-20 октября 2006 г. - С. 76-81.

139. Petrik A.A. Thermophysical processes at the intensification of thermal work of the steel-smelting bath / A.A. Petrik, I.G. Jakovleva, L.V. Klimenco // Теорія і практика ефективного управління: зб. наукових праць / ЗДІА. - Запоріжжя, 2016. - т. 5. - С. 181.

140. Охотский В.Б. Физико-химическая механика сталеплавильных процессов. -М.: Металлургия,

141. Цымбал В.П. Математическое моделирование, создание прикладных инструментальных систем и новых металлургических процессов и агрегатов / В.П. Цымбал, С.П. Мочалов. - Сиб. гос. индустр. ун-т. –Новокузнецк: Изд. центр СибГИУ, 2015. – 101 с.

142. Лухтура, Ф. И. Гидрогазодинамика окислительно-восстановительных процессов в реакционной зоне кислородного конвертера / Ф. И. Лухтура // Университетская наука-2009 : в 2 т.: междунар. науч.-техн. конф., 19-21 мая 2009 г.: тез. докл. – Мариуполь, ПГТУ 2009. – Т. 1. – С. 290–292.

143. Баптизманский В.И. Теория кислородно-конвертерного процесса. - М.: Металлургия, 1975. — 375 с.

144. Сущенко А. В. О математическом моделировании процесса дожигания отходящих газов в кислородном конвертере / А. В. Сущенко, А. С. Безчерев // Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наукових праць / ПДТУ. – Маріуполь, 2000. – Вип. 9. – С. 23-26.

144. Кожухов А.А. Энергосберегающие технологии выплавки стали на основе вспенивания сталеплавильных шлаков: монография / А.А. Кожухов. – LAP LAMBERT Academic Publishing, 2011. – 357 с.

145 Фоменко А.П. Исследование технологических процессов выплавки кордо- вой стали в сверхмощной дуговой сталеплавильной печи / А.П. Фоменко // Сталь. – 2000. – №5. – с. 35-37.

146. Экологические аспекты сталеплавильной плавки при использовании верти- кальной продувочной фурмы в дуговой печи: сборник трудов 3-ей Между- народной научно – технической конференции / В.В. Федина, А.А. Гришин, А.А. Кожухов. – Гомель: ГТУ им. П.О. Сухого, 2003. – 362 с.

147. Петрик А.А. К вопросу определения рациональной конструкции дутьевого устройства / А. А. Петрик // «Инновационное развитие науки нового тысячелетия» (г. Ужгород, апрель 2017 г.). — Херсон: Издательский дом "Гельветика", 2017. – С. 135-141.

148. Лисиенко В.Г. Усовершенствование методов сжигания природного газа в сталеплавильных печах/ В.Г. Лисиенко, Б.И. Китаев, Н.И. Кокарев. - М.: Металлургия, 1977. -280 с.
149. Баптизманский В.И. Тепловая работа кислородных конверторов / В.И. Баптизманский, Б.М.Бойченко, В.П. Черевко. М.: Металлургия, 1988г., 174с.
150. Марков Б.Л. Физическое моделирование в металлургии / Б.Л. Марков, А.А. Кирсанов. - М.: Металлургия, 1984. - 119 с.
151. Лейте В. Определение загрязнений воздуха в атмосфере и на рабочем месте / В. Лейте. – Ленинград: Химия, 1980. – 112 с.; Клименко А. П. Методы и приборы для измерения концентрации пыли / А. П. Клименко. - М.: Химия, 1978. 208 с.
152. Mansurov Q. Activation of the Technological Combustion Process of Oxide Systems by Different Modifying Additives / Q. Mansurov, A. Zulkhair, S. Bakhtiyar // Advances in Ceramic Science and Engineering (ACSE). – V. 2, 2013. – P.106-112.
153. Петрик А.А. Определение влияния теплофизических параметров на интенсивность перемешивания расплава в ванне сталеплавильного агрегата/ XIII international scientific and practical conference «Prospects of world science - 2017» (Sheffield, England, July 30 – August 7,- 2017. – P.3-5.
154. Сизов А.М. Газодинамика и теплообмен газовых струй в металлургических процессах / А.М. Сизов. - М.: Металлургия, 1987. - 256 с.
155. Ефименко С.П. Пульсационное перемешивание металлургических расплавов / С.П. Ефименко, В.Л. Пилюшенко. - М.: Металлургия, 1989. - 168 с.
156. О повышении эффективности дожигания отходящих газов в полости конвертера / Е.В. Протопопов, Я.Г. Чернятевич, Е.Л. Мастеровенко, С.В. Юдин //Изв. вузов. Черная металлургия. 1999. - № 3. - С. 30-35.
157. Петрик А.А. Исследование факела дожигания оксида углерода в рабочем пространстве сталеплавильного агрегата / А. А. Петрик // «43 міжнародна науково-технічна конференція комбінату «Запоріжсталь»» (м. Запоріжжя, 26-27 жовтня 2015 р.). — Запоріжжя: Запоріжсталь, 2015. – С. 58.

158. Гнездов Е.Н. Энергосберегающая технология перемешивания сталеплавильной ванны на основе физического моделирования // Изв. Вузов. Черная металлургия. 2004. - №5. – С.64-66.

159. Карпенко Г.А. Оценка перемешивания сталеплавильной ванны на основе физического моделирования / Г.А. Карпенко // Современные проблемы науки и образования. 2006. - №5. – С. 38-39.

160. Кутателадзе С.С. Гидродинамика газожидкостных систем / С.С. Кутателадзе, М.А. Стырикович. - М.: Энергия, 1976. - 296 с.

161. Белов И.В. Закономерности распространения газовой струи в жидкости / Белов И.В., Белов Б.Т., Носков А.С. // Изв. вузов. Черная металлургия - 1983. - №2. - С. 119-123.

162. Охотский В.Б. Исследование процесса продувки металла в ковше аргоном / В.Б. Охотский, К.В. Войтюк, А.В. Шибко // Изв. вузов. Черная металлургия, -1991. -№1. - С.17-19.

163. Бигеев А.М. Математическое описание и расчеты сталеплавильных процессов / А.М. Бигеев. – М.: Металлургия, 1982. – 156 с.

164. Шаповалов А.Н. Технология и расчет плавки стали в кислородных конвертерах: Методические указания для студентов специальности 150101. – Новотроицк: НФ МИСиС, 2011. – 40 с.

165. Казаков А.А. Кислород в жидкой стали / А.А. Казаков. – М.: Металлургия, 1972. – 201 с.

165. Пиптюк В.П. Исследование тепло-, массообменных процессов в ванне установки ковш-печь. Ч.1. Математическая модель/ В.П. Пиптюк, С.Е. Самохвалов, И.А. Павлюченков и др. // Теория и практика металлургии. – 2008. - №3. – С. 3-5.

166. Явойский В.И. Теория продувки сталеплавильной ванны / В.И. Явойский, Г.Л. Дорофеев. - М.: Металлургия, 1974. - 496 с.

167. Марков Б.Л. Методы продувки мартеновской ванны. – М: Металлургия. 1974.-240 с.

168. Карпенко Г.А. Интенсификация теплообмена над зоной продувки в конвертере / Г.А. Карпенко, Меркер Э.Э. // Фундаментальные исследования. – 2005. – № 2. – С. 44-46;

169. Полетаев В.П., Шиверов Я.А., Явойский И.Я. Организация многоструйной продувки сталеплавильной ванны кислородом // Изв. АН СССР. Металлы. 1973. №5. С. 5-12.

170. Карпенко Г.А. Разработка энергосберегающего дутьевого режима конвертерной ванны с целью повышения эффективности производства: диссертация на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.16.02./ Г.А. Карпенко. – Москва: МГИСИС. 2006.-150 с.

171. Технологическая инструкция ТИ 226-СТ.М.-15-17 «Технологическая инструкция по применению программного комплекса «Iron-line» на ПАО «Запорожсталь»». - Запорожье: ПАО «Запорожсталь», 2017. - 75 с.

172. Лабунцов Д.А. Механика многофазных систем / Д.А. Лабунцов. – М.: МЭИ, 2008.- 375 с.

172. Яковлева И.Г. Определение влияния теплофизических параметров на интенсификацию процессов теплообмена в ванне сталеплавильных агрегатов [Текст] / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Холодильная техника и технология,- 2017. – № 53 (1). - С. 54-62.

174. Пиптюк В.П. Изучение теплового состояния ванны установки ковш-печь / В.П. Пиптюк, В.Ф.Поляков, С.Е.Самохвалов и др. // Metallurg. – 2011. – №.7 – С. 50-53.

175. Гресс А.В. Математическое моделирование гидродинамики металлической ванны в литейном ковше / А.В. Гресс, С.Е.Самохвалов // Математичне моделювання. – 2011. – №.1. – С. 71-74; 2011. – №.2. – С. 119-122

176. Самохвалов С.Е. Метод расщепления по физическим факторам для несоленоидального движения газожидкостных сред / С.Е. Самохвалов// ИФЖ. – 1998. - №3. - С. 454-459.

177. Дюдкин Д.А. Производство стали на агрегате печь-ковш / Д.А. Дюдкин, С.Е. Гринберг. ДТУ: ООО «Юго-Восток, Лтд», 2003. - 300 с.

178. Кандалов П.И. Алгоритм визуализации линий уровня двумерных скалярных полей на регулярной сетке / П.И. Кандалов // Программные продукты и системы. - №4. – 2011.- С.49-51.

179. Мадера А.Г. Моделирование трехмерных температурных полей в электронных модулях/ А.Г. Мадера, П.И. Кандалов // Программные продукты и системы. - №2. - 2010.- С. 29–33.

180. Мадера А.Г. Моделирование теплообмена в технических системах / А.Г. Мадера. - М.: НФ ПИЛ, 2005. – 475 с.

181. Арсентьев П.П. Производство стали в конвертерах // Итоги науки и техники. Сер. Производство чугуна и стали / ВИНТИ. 1983. - Т. 14. -С. 69-149.

182. Гресс А.В. Математическое моделирование гидродинамики металлической ванны в литейном ковше / А.В. Гресс, С.А. Стороженко // Математическое моделирование. – 2011. - №1 (24). – С. 71-74.

183. Гресс А.В. Математическое моделирование сопряженных процессов гидродинамики и теплопереноса в литейном ковше / А.В. Гресс, С.Е. Самохвалов, С.А. Стороженко, Д.Ю. Кабаков // Математическое моделирование. – 2011. - №2 (25). – С. 119-121.

184. Ганзер Л.А. Разработка и совершенствование энергосберегающих методов продувания конвертерной ванны на основе моделирования процессов тепломассообмена / автореф. дис. на соискание степени канд. техн. наук: спец. 05.16.02 «Металлургия черных, цветных и редких металлов» / Л.А. Ганзер. – Новокузнецк, 2005. - 26 с.

185. Пиптюк В.П. Исследование тепло-, массообменных процессов в ванне установки ковш-печь. Ч.1. Математическая модель/ В.П. Пиптюк, С.Е. Самохвалов, И.А. Павлюченков и др. // Теория и практика металлургии. – 2008. - №3. – С. 3-5.

186. Просвирин К.С. Строение реакционной зоны при продувке железоуглеродистого расплава кислородом снизу / К.С. Просвирин, В.И. Баптизманский, Г.А. Щедрин и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. 1976. - №2. - С.57-61.

187. Смирнов А.Н. Физическое моделирование процессов перемешивания металла в конвертере / А.Н. Смирнов // Металл. - 2006. - №11. - С. 18-27.

188. Яковлева И.Г. К вопросу определения концентрации газов в ванне сталеплавильных агрегатов / И.Г. Яковлева, А. А. Петрик // Вісник НТУ «ХП», - 2017. – № 16 (1238). - С. 94-98.

189. Яковлева И.Г. Исследование влияния параметров продувки металла кислородом в конвертере на процесс пылеобразования механического (брызги) происхождения [Текст] / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Металлургическая и горнорудного промышленности, - 2017. – № 3. - С. 103-106.

190. Петрик А.А. Снижение выбросов вредных веществ при продувке расплава струей в ванне сталеплавильного агрегата в условиях ПАО «Запорожсталь» / А. А. Петрик // 43 международная научно-техническая конференция ПАО «Запорожсталь» (г. Запорожье, 10-11 ноября 2016 г.). — Запорожье: Изд. "Запорожсталь ", 2016. – С. 55.

191. Rizescu C.Z. Heavy metals dust from furnace / C.Z Rizescu, E.V.Stoian // International Conference on Biomedical Engineering and Technology. – Singapore, 2011. - P. 137-141.

192. Рудницкий Я.Н. Теплоутилизационная техника и проблемы охлаждения в черной металлургии: Тематический сборник научных трудов / Я.Н. Рудницкий, Сикуляр И.Я./ МЧМ. – М.: Металлургия, 1987. – С.22-26.

193. Гресс А.В. Математическое моделирование гидродинамики металлической ванны в литейном ковше / А.В. Гресс, С.А. Стороженко // Математическое моделирование. – 2011. - №1 (24). – С. 71-74.

194. Баптизманский В.И. Теория кислородно-конвертерного процесса / В.И. Баптизманский. - М.: Металлургия, 1975. - 376 с.

195. Баптизманский В.И. Тепло- и массообмен в ваннах сталеплавильных агрегатов / В.И. Баптизманский // Известия вузов. - 1983. - № 5. - С. 29-31.

196. Баптизманский В.И. Тепло- и массообмен в ваннах сталеплавильных агрегатов / В.И. Баптизманский, В.Б. Охотский, А.Г. Величко и др.// Науч. тр./ МИСиС. - № 120. - С. 12—16.

197. Явойский В.И. Применение пульсирующего дутья при производстве стали / В.И. Явойский, А.М. Сизов. - М.: Металлургия, 1985. - 176 с.

198. Петрик А.А. Исследование теплообмена в объеме сталеплавильного агрегата / А. А. Петрик // «Теория и практика современной науки» (г. Днепр, 24-25 февраля 2017 г.). — Херсон: Издательский дом "Гельветика", 2017. – С. 137-140.

199. Яковлева И.Г. Исследование температурных полей реакционных зон при продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика, - 2016. – № 8. - С. 193-199.

200. Кожухов А.А. Исследование поведения вспененной ванны с применением ГДП в конвертере / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер // Изв. вузов «Черная металлургия». – 2000. - № 9. – С. 16-19.

201. Петрик А.А. Исследование температурных поле реакционных зон при продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / А. А. Петрик, Д.Н. Коломиец // «Проблеми екології та експлуатації об'єктів енергетики» (м. Одеса, 20-24 вересень 2016 р.). — К: ІПЦ АЛКОН, 2017. – С. 141-144.

202. Зарвин Е.Я. Изучение процесса продувания конвертерной ванны с использованием фотокиносъемки / Е.Я. Зарвин, А.Г. Чернятевич, М.И. Волович // Известия вузов. Черная металлургия. - 1974. - №12. - С. 33-37.

203. Чернятевич А.Г. Макрокартина физических явлений в реакционной зоне конвертера при продувке многосопловыми фурмами / А.Г. Чернятевич, Е.Я. Зарвин, Ю.Н. Борисов // Известия вузов. Черная металлургия. - 1977. - №12. - С. 61-65.

204. Чернятевич А.Г. Исследование структуры и параметров реакционных зон при верхней продувке применительно к проектированию фурм / А.Г. Чернятевич, Е.В. Протопопов, Д.А. Лаврик, Е.Л. Мастеровенко // Известия вузов. Черная металлургия. - 2002. - №12. - С. 16-21.

205. Лисиенко В.Г. Математическое моделирование теплообмена в печах и агрегатах: монография [Текст] / В.Г. Лисиенко. - Киев: Наукова думка, 1984. -230 с.

206. Liu F. Effect of nozzle twisted oxygen lance on flow field in converter steelmaking process / F. Liu, D. Sun, R. Zhu // *Ironmaking and Steelmaking*. – 2016. – №.40. – P. 640–648.

207. Li Y. Numerical simulation of gas and liquid flow in steelmaking converter with top and bottom combined blowing / Y. Li, W. Lou, M. Zhy // *Ironmaking and Steelmaking*. – 2013. – №.40. – P. 505–514.

208. Petrik A. Investigation of the carbon monoxide post-combustion flame in the working space of a steelmaking unit / A. Petrik, I. Yakovleva // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, - 2017. – № 5/8 (89). - P. 51-57.

209. Арутюнов В.И. Математическое моделирование тепловой работы промышленных печей: учебник для вузов / В.И. Арутюнов – М.: Металлургия, 1990. – 239 с.

210. Крупенников С.А. Зональный метод расчета радиационного и сложного теплообмена: основные положения и способы численной реализации / С.А. Крупенников // *Известия Вузов. Черная металлургия*. – 2006. -№3.-С.59-62.

211. Аверин А.И. Расчеты нагревательных печей / А.И. Аверин, Н.Ю. Тайц. – Киев: Техника, 1969. – 539 с.

212. Бухмиров В.В. Упрощенный зональный метод расчета радиационного теплообмена в поглощающей и излучающей среде / В.В. Бухмиров, С.А. Крупенников // *Известия Вузов. Черная металлургия*. – 1999. - №1.-С.68-70.

213. Ревун М.П. Математическое моделирование нагрева металла в печи (сообщение 2) / М.П. Ревун, А.И. Чепрасов // *Металургія: наукові праці ЗДІА.- Запоріжжя: ЗДІА*, - 2011. – № 23. - С. 163-171.

214. Тымчак В.М. Расчеты нагревательных и термических печей: справочник / В.М. Тымчак, В.Л. Гусовский. – М.: Металлургия, 1983. – 481 с.

215. Губинский В.И. Нагревательные печи металлургии – сегодня и завтра / В.И. Губинский // *Теория и практика металлургии*, - 2004. – № 6. - С. 56-60.

216. Петрик А.А. Оптимизация кислородных режимов работы сталеплавильных агрегатов в условиях ПАО «Запорожсталь» / А. А. Петрик //

«44 міжнародна научно-технічна конференція комбінату «Запоріжсталь»» (м. Запоріжжя, жовтень 2017 р.). — Запоріжжя: Запоріжсталь, 2017. — С. 59.

217. Петрик А.А. Разработка энергосберегающих режимов выплавки стали / А. А. Петрик // «27 всеукраїнська науково-технічна конференція молодих вчених та студентів» (м. Одеса, 14 квітня 2017 р.). — Одеса: ОНАХТ 2017. — С. 53-54.

218. Леонтьев Л.И. Техногенные отходы черной и цветной металлургии и проблемы окружающей среды / Л.И. Леонтьев, В.Г. Дюбанов // Экология и промышленность. - 2011. - № 4. - С. 32-35.

219. Юдашкин М.Я. Пылеулавливание и очистка газов в черной металлургии [Текст] / М.Я. Юдашкин. - М.: Металлургия, 1984. — 320 с.

220. Яковлева И.Г. Исследование влияния параметров продувки металла кислородом в конвертере на процесс пылеобразования испарительного происхождения / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Металлургическая и горнорудного промышленности, - 2017. — № 2. - С. 72-77.

221. Черноусов П.И. Рециклинг. Технологии переработки и утилизации техногенных образований и отходов в черной металлургии: монография / П.И. Черноусов. - М.: Изд. ДомМИСиС, 2011. - 428 с.

222. Несис Е.И. Кипение жидкостей / Е.И. Несис // Успехи физических наук. - 1965. - № 4. - С. 615-754.

223. Меджибожский М.Я. Влияние содержания углерода в металле на интенсивность пылевыведения во время продувания сталеплавильной ванны кислородом / М.Я. Меджибожский // Известия ВУЗов. Черная металлургия, - 1967. - № 11. - С. 46-50.

224. Белоусов В.В. Теоретические основы газоочистки / В.В. Белоусов. - М.: Металлургия, 1988. - 256 с.

225. Рышка Э. Защита воздушного бассейна от выбросов предприятий черной металлургии / Э.Рышка. - М.: Металлургия, 1979. — 240 с.

226. Говорова Н.М. Влияние окислительного потенциала газовой фазы на образование бурого дыма в кислородном конвертере / Н.М. Говорова, Ю.Д. Глебов, А.Г. Киселев // Изв. вуз. Черная металлургия. - 1988. - № 5. - С. 112–118.

227. Патент 108529 України, МПК С21С 5/04. Оптимізація витрат природного газу в рідкі періоди плавки / Петрик О.А., Коломієць Д.Н., Чернишов С.І., Вавілов А.Ф., Степаков С.В. (Україна); заявник і патентовласник МК ПАТ “Запоріжсталь”.– № у 2015 108529; заявл. 21.12.2015; опубл. 25.07.2016, Бюл. №14. – 4 с.

228. Ревун М.П. Математическое моделирование нагрева металла в печи (сообщение 1) / М.П. Ревун, А.И. Чепрасов // Металургія: наукові праці ЗДІА.- Запоріжжя: ЗДІА, - 2009. – № 20. - С. 130-140.

229. Баптимизанский В.И. Исследование физико-химических процессов в реакционной зоне при продувке металла кислородом / В.И. Баптимизанский, В.Б. Охотский, К.С. Просвирин // Известия вузов. Черная металлургия. - 1977. - №6. - С. 51-54.; №10. – С. 24-26.

230. Zhong, L. Bath mixing behaviour in top–bottom–side blown converter / L. Zhong, X. Wang, Y. Zhy // Ironmaking and Steelmaking.–2013.–№.37.–P. 578–582.

231. Wei, G. Research and Analysis on the Physical and Chemical Properties of Molten Bath with Bottom-Blowing in EAF Steelmaking Process / G. Wei, R. Zhu, K. Dong, G. Ma, T. Cheng // Metallurgical and Materials Transactions B. – 2016. – Vol. 47, № 5. – P. 3066–3079.

232. Бахрушин В.Е. Методы оценивания характеристик нелинейных статистических связей/ В.Е. Бахрушин // Системные технологии. — 2011. — № 2(73). — С. 9—14.

233. Золотарев А.А. Методы оптимизации распределительных процессов / А.А. Золотарев. - Вологда: Инфра-Инженерия, 2014. - 160 с.

234. Зубарев, Ю.М. Специальные методы оптимизации: Учебное пособие / Ю.М. Зубарев. - СПб.: Лань, 2014. - 384 с.

235. Фейлер С.В. Совершенствование технологии комбинированной продувания ванны кислородом и нейтральным газом /С.В. Фейлер, А.Г. Чернятевич, Е.В. Протопопов // Известия вузов. Черная металлургия. - 2014. - №4. - С. 43-50.

236. Анненко С.Я. Изучение поведения сталеплавильной ванны при продувке кислородом / С.Я. Анненко, В.И. Евтифеев // *Металлург.-1972.-№2.-* С. 17-19.

237. Протопопов Е.В. Вклад кафедры металлургии черных металлов в развитие теории и техники высокотемпературного моделирования продувания конвертерной ванны / Е.В. Протопопов, А.Г. Чернятевич, С.В. Фейлер // *Известия вузов. Черная металлургия.-2015.-№5.* - С. 299-308.

238. Мاستрюков Б.С. Теплотехнические расчеты промышленных пречей / Б.С. Мастрюков - М.: Металлургия, 1972. - 368 с.

239. Охотский В.Б. Модель взаимодействия кислородной струи с расплавом // *Известия вузов. Черная металлургия.-1976.-№6.* - С. 17-19.

240. Молчанов А.М. Влияние угла атаки на тепловое излучение газовой и многофазной струи / А.М. Молчанов, М.В. Солнцев, Д.В. Маслова// *Физико-химическая кинетика в газовой динамике.* - 2016 Т.17. – С. 2-30.
<http://chemphys.edu.ru/issues/2016-17-3/articles/636/>

241. Молчанов А.М. Расчет теплового излучения колебательно неравновесного газа методом k- распределения//*Физико-химическая кинетика в газовой динамике.* 2015. Т. 16, вып. 1. <http://chemphys.edu.ru/issues/2015-16-1/articles/317/>

242. Губинский В.И. Металлургические печи: учебное пособие. - Днепропетровск: НМетАУ, 2006. -85 с.

243. Rodionov A., Plastinin Yu., Drakes J., Simmons M., and Hiers, III. R. "Modeling of multiphase alumina-loaded jet flow fields", AIAA Paper 98-3462, 1998

244. Burt J.M. and Boyd I.D. "High Altitude Plume Simulations for a Solid Propellant Rocket", AIAA Journal, Vol. 45, No. 12 (2007), pp. 2872–2884.

245. Connaire M.O., Curran H.J., Simmie J.M., Pitz W.J., Westbrook C.K. "A Comprehensive Modeling Study of Hydrogen Oxidation. International Journal of Chemical Kinetics," 2004. Vol. 36. Pp. 603–622.

246. Мазо А.Б. Основы теории и методы расчета теплопередачи: учебное пособие / А.Б. Мазо. – Казань: Казан. ун-т, 2013. - 144 с.

247. Кобеза И.И. Совершенствование систем охлаждения продувочных кислородных фурм / И.И. Кобеза, И.Д. Усачева, В.И. Беличенко // Технология производства мартеновской и мартеновской стали массового назначения. - М.: Металлургия, 1981. - с.70-76.

248. Кожухов А.А. Исследования эффективности продувания конвертерной ванны двухъярусным потоком кислорода методом математического моделирования/ А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер // Известия вузов «Черная металлургия». – 2001. - №1. - С. 20-22.

249. Меркер Э.Э. Исследование теплофизических процессов при дожигании оксида углерода в конвертере / Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко // Международный журнал экспериментального образования. – 2010. - №2. – С. 52-55.

250. Бигеев А.М. Металлургия стали. Теория и технология плавки стали: учебник для вузов / А.М. Бигеев, В.А. Бигеев // 3-е изд., перераб. и доп. – Магнитогорск: МГТУ, 2000.– 544 с.

251. Меркер, Э. Э. Физические и тепловые процессы при выплавке и внепечной обработке стали: [монография] / Э. Э. Меркер, В. П. Лузгин, Г. А. Карпенко. - Старый Оскол : ТНТ, 2015. -290 с. (ISBN 978-5-941784-18-9)

252. Цудзино Р. Изучение процесса дожигания СО / Цудзино Р. Мукаи Т. // Тэцу то хаганэ, -1985.- №4. - С. – 188-192.

253. Шиманова А.А. Теоретическое обоснование всасывающего заборного устройства пневмотранспортной установки / А.А. Шиманова // Фундаментальные исследования. – 2012. - №11. – С.466-471.

254. Адоньев С.М., Филиппев О.В. Пылегазовые выбросы предприятий черной металлургии / С.М. Адоньев, О.В. Филиппев. - М.: «Металлургия», 1973. - 200 с.

255. Митрофанова О.В. Гидродинамика и теплообмен закрученных потоков в каналах установок / О.В. Митрофанова. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2010. – 288 с. – ISBN 978-5-9221-1223-9

256. Огурцов А. П., Самохвалов С. Є., Надригайло Т. Ж. Методи розщеплення в задачах гідродинаміки і тепломасопереносу. - Дніпропетровськ: Системні технології, 2003. - 260 с.
257. Зотеев В.Е. Применение методов возмущения в математическом моделировании / В.Е. Зотеев. – Самара: СГТУ, 2010. – 78 с.
258. Шлее М. Qt 5.3 Профессиональное программирование на C++. — СПб.: «БХВ-Петербург», 2015. — С. 928. — ISBN 978-5-9775-3346-1.
259. Tanaka T. Top and Bottom blowing steelmaking process / T. Tanaka // Fachber. Htittenprax. ,Metallweiterverar, 2013. - № 8. - p. 794-795.
260. Okohira K. Effect of enforced bath agitation by blowing on the metallurgical reactions in LD / K. Okohira, N. Sato // Trans. Of Iron and Steel inst. Jap., 2010.-v.17.-№ 1 .- p. 504-505.
261. Aylmer J. Combination blowing works whith oxygene / J. Aylmer // Strasbourg, 2009. – № 18. - p. 185-191.
262. Бухмиров В.В. Тепловой расчет рекуперативного теплообменного аппарата / В.В. Бухмиров, Ю.С. Солнышкова. – Иваново: ФГБОУ ВПО «ИГЭУ», 2013. – 124 с.
263. Айзатулов Р.С. Теоретические основы сталеплавильных процессов / Р.С. Айзатулов, Е.В. Протопопов, П.С. Харлашин. - М.: МИСиС, 2002. -320 с
264. Крикент И. В. Численное исследование гидродинамики расплава в установке ковш-печь постоянного тока / И. В. Крикент, С. Е. Самохвалов, Д. Ю. Кабаков и др. // Современная электрометаллургия. – 2014.-№3.-С. 45-49.
265. Мадера А.Г. Математическое моделирование конвективного теплопереноса теплообмена в технических системах / А.Г. Мадера // Программные продукты и системы. - №4. – 2011.- С.44-48.
266. Гресс А.В. Математическое моделирование сопряженных процессов гидродинамики и теплопереноса в литейном ковше / А.В. Гресс, С.Е. Самохвалов, С.А. Стороженко, Д.Ю. Кабаков // Математическое моделирование. – 2011. - №2 (25). – С. 119-122

267. Сокол А.Н. Математическое моделирование гидродинамических процессов в полости конвертера во время верхней продувки в трехмерной постановке / А.Н. Сокол // Вестник ХНТУ. – 2010. - №39. – С. 448-454.

268. Токовой О.К. Производство стали и сплавов / О.К. Токовой. – Челябинск.: Издательский центр ЮУрГУ, 2013. – 77 с.

269. Величко А.Г. Вариативные конструкции кислородных фурм для конвертерного цеха ОАО «АрселорМитал Кривой Рог» / А.Г. Величко, Б.М. Бойченко, К.Г. Низяев и др. // ОАО «Черметинформация, Бююлетень «Черная металлургия». – 2008. - № 12. – С. 27-29.

270. Singh V. Modeling of bottom stirring to improve mixing in BOF/ Singh V., Lenka S.N., Ajmani S.K. // Proceedings of Asia Steel 2009, Busan, Korea. 2009. No1. - P.16.

271. Карпенко Г.А. Физические особенности реакционной зоны при продувке конвертерной ванны кислородом / Г.А. Карпенко // Современные проблемы науки и образования – 2006. - № 5. – С. 35-37.

272. Guézennec, A.G. Dust formation in Electric Arc Furnace: Birth of the particles / Guézennec A.G., Huber J.Ch., Patisson F., Sessiecq Ph., Birat J.P. at al. // Published in Powder Technology. 2005. 157. 1-3. 2-11.

273. Поволоцкий Д.Я. Физико-химические основы процессов производства стали: Учебное пособие для вузов / Поволоцкий Д.Я. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2006. – 183 с.

ДОДАТКИ

Первый заместитель
Председателя Правления-
Технический директор

« 30 » 07 А.Ю. Путники

Временная режимная карта по тепловому и кислородному режиму ДСПА №1

степень открытия шибера, %		левая ванна					правая ванна					расход технологического воздуха на печь, м³/ч
		длительность периода, час-мин		расходы газа и кислорода, м³/ч			длительность периода, час-мин		расходы газа и кислорода, м³/ч			
				горелки		фурмы			горелки		фурмы	
				газ	компрес- сорный воздух	кислород			газ	компрес- сорный воздух	кислород	
левая	правая											
100/20	20/100	выпуск	0-15	300-350	3300-3850	-	плавление 1	0-35	0-100	1100	4000	20000-50000
20	100	заправка	0-20	300-350	3300-3850	-						
100	20	завалка	0-20	300-350	3300-3850	-	плавление 2	0-35	0-100	1100	6000	
100	20	прогрев	0-30	300-350	3300-3850	-						
							доводка	0-15	0-200	1100-2200	6000	
100/20	20/100	заливка	0-25	300-350	3300-3850	3000	доводка	0-25	0-200	1100-2200	6000	
		итого	1-50				итого	1-50				

Заместитель технического директора-
начальник технического отдела

Главный специалист по
металлургическому производству

Заместитель технического директора-
главный энергетик

Начальник мартеновского цеха

Начальник ЦЛК

Начальник лаборатории металлургических и
нагревательных печей ЦЛК

01.02.07г. В.И. Набока

А.П. Фоменко

А.А. Лыков

К.К. Онода

В.С. Мовшович

А.И. Хоролец

УТВЕРЖДАЮ:
Инженер по технологии и качеству
С.В. Гоман
20 " 07 2017 г.

Технологическая карта работы ДСПА-1
при расходе жидкого чугуна на плавку свыше 198 т/плавку (830 кг/т)

степень открытия шиберов, %		левая ванна				правая ванна			
		длительность периода, час-мин		расходы природного газа и кислорода, м ³ /ч		длительность периода, час-мин		расходы природного газа и кислорода, м ³ /ч	
левая	правая			горелки	формы	горелки	формы	горелки	формы
100/20	20/100	выпуск	0-15	0	-	плавнение 1	0-35	0	2000-4000
100	20	заправка	0-20	0	-	плавнение 2	0-35	0	6000-6500
100	20	завалка	0-20	0	-	доводка	0-15	0	2000-6500
100	20	прогрев	0-30	0	500-1000*	доводка	0-25	0	2000-6000
100/20	20/100	заливка	0-25	0	3000	итого	1-50		
		итого	1-50						

1. Выплавка стали производится без использования природного газа путем использования тепла СО при продувке ванны с жидким периодом (плавнение 1,2 и доводка) и его дожигании во второй ванне в твердые периоды (прогрев, заливка).

2. * в период прогрева производится подача кислорода для дожигания СО через сводовые формы в количестве 500-1000 м³/час. Расстояние от порога ванны до головки формы составляет 600 мм.

3. Допускается временная подача природного газа по периодам плавки в количестве 1000-1200 м³/ч:

3.1 Увеличение расхода лома в шихтовке печи более 65 т.

3.2 Проведение десульфурации металла при содержании серы по раскислению на 0,040% и выше.

3.3 При холодном ходе плавки (задержках работы печи, температуре чугуна ниже 1320°C, содержании кремния в чугуне ниже 0,5%, выплавке твердых марок стали) для достижения заданной температуры металла перед выпуском 1625-1635°C.

3.4 В случае нарушения синхронности ванны, работы печи одной ванной, а также проведения ремонта пода. При этом положение шиберов устанавливается в положение 100/100.

Все случаи использования природного газа согласовываются с мастером газопечного хозяйства и отмечаются сталеваром в паспорте плавки с указанием периода плавки с расходом природного газа и причины его использования.

Начальник мартеновского цеха

Начальник технического управления

В.И. Тищенко

В.И. Набока

УТВЕРЖАЮ:

Директор по техническим и качеству

С.В. Гоман

2014 г.

" 18 " 04

**Технологическая карта работы ДСПА-1 без природного газа
при расходе жидкого чугуна на плавку свыше 198 т/плавку (830 кг/т)**

степень открытия шибера, %		при расходе жидкого топлива на плавку свыше 120 т/плавку (650 кг/т)										расход технологического воздуха на печь, м³/ч
		левая ванна					правая ванна					
		длительность периода, мин		расходы природного газа, компрессорного воздуха и кислорода, м³/ч			расходы природного газа, компрессорного воздуха и кислорода, м³/ч					
горелки				горелки		горелки						
левая	правая	выпуск	0-15	0	500-1000	природный газ	компрессорный воздух	фурмы кислород	природный газ	компрессорный воздух	фурмы кислород	
100/20	20/100	заправка	0-20	0	500-1000	0	500-1000	-	0	500-1000	2000-4000	
100	20	завалка	0-20	0	500-1000	0	500-1000	-	0	500-1000	6000-6500	
100	20	прогрев	0-30	0	500-1000	0	500-1000	500-1000*	0	500-1000	2000-6500	
100/20	20/100	заливка	0-25	0	500-1000	0	500-1000	3000	0	500-1000	2000-6000	
		итого	1-50							1-50		
20000-50000												

1. Выплавка стали производится без использования природного газа путем использования тепла СО при продувке ванны с жидким периодом (плавление 1,2 и доводка) и его дожигании во второй ванне в твердые периоды (прогрев, заливка).

2. * в период прогрева производится подача кислорода для дожигания СО через сводовые фурмы в количестве 500-1000 м³/час. Расстояние от порога ванны до головки фурмы составляет 600 мм.

2. Допускается временная подача природного газа по периодам плавки в количестве 100-320 м³/ч и компрессорного воздуха 1000-3200 м³/ч в следующих случаях:

1. Увеличение расхода лома в шихтовке печи более 65 т.

2. Проведение десульфурации металла при содержании серы по расплавлению на 0,040% и выше.

3. При холодном ходе плавки (задержках работы печи, температуре чугуна ниже 1320°C, содержании кремния в чугуне ниже 0,5%, выплавке твердых марок стали) для достижения заданной температуры металла перед выпуском 1625-1635°C.

Все случаи использования природного газа согласовываются с мастером газопечного хозяйства и отмечаются сталеваром в паспорте плавки с указанием периода плавки с расходом природного газа и причины его использования.

Начальник мартеновского цеха

В.И. Тищенко

Начальник технического управления

В.И. Набока

17.04.14

Методика розрахунку математичної моделі нагрівання металу в ДСА (згідно [209, 210, 213, 228])

Розрахунок нагрівання розплаву у ванні ДСА заснован на розв'язку сполученого завдання зовнішнього й внутрішнього теплообміну згідно матеріалів, приведених у роботах [209, 210, 213, 228] (опис конструкції печі див. Розділ 1, рис. 1.4).

Завдання зовнішнього теплообміну. Завдання зовнішнього теплообміну вирішена спрощеним зональним методом при наступних допущеннях:

- 1) розплав, що нагрівається, розподілений рівномірно на поверхні поду ванни в один шар без зазорів, що дозволяє представити метал у вигляді пластини з товщиною рівній товщині розплаву;
- 2) факел на поверхні металу забезпечує симетричний по товщині печі нагрів розплаву;
- 3) тіла, що брати участь у променистому теплообміні (метал, кладка, термopара, продукти згоряння), є сірими, а ефективне випромінювання й відбиття променистої енергії поверхнями металу й кладки (поверхневих зон)— дифузійним;
- 4) температури поверхневих зон мають відоме значення (за даними експерименту);
- 4) шаром шлаку зневажаємо, тому що основне скачування шлаку починається наприкінці періоду плавлення;
- 5) відповідно до [212] зневажаємо конвективним і кондуктивним теплообміном (теплообміном, що відбувається між частинками тіла, які торкаються одна одну і знаходяться в температурному полі);
- 6) коефіцієнт поглинання середовища не залежить від температури.

З урахуванням прийнятих допущень зональну модель теплообміну в робочому просторі двухванної печі представили замкненою системою, утвореною твердими непрозорими тілами, розділеними поглинаюче-

випромінюючим середовищем. Дана система (рис. Б.1, а) має вигляд паралелепіпеда з розмірами, відповідними до розмірів робочого простору ванни печі (довжина – 12,1 м, ширина - 3,6 м, висота – 2,56 м).

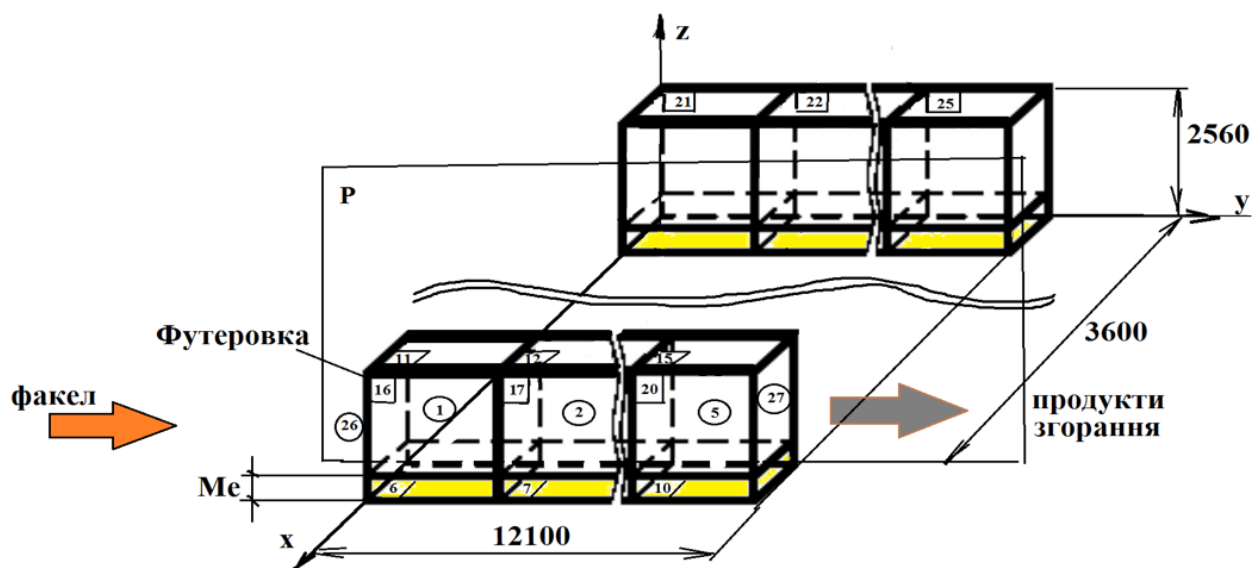


Рисунок Б.1. Схема зональної моделі теплообміну в робочому просторі печі (а), поперечний переріз робочого простору в площині P (б): цифри в кружечках - номери об'ємних газових зон; цифри в прямокутниках - номери поверхневих зон металу, кладки; Me - об'ємні зони металу (розплаву); $Кл$ - об'ємні зони кладки; δ - товщина об'ємних зон металу й кладки

Для обліку зміни концентрації продуктів згорання й оптичних властивостей поглинаюче-випромінюючого середовища в напрямку розвитку факела виділену частину робочого простору печі розділили на п'ять рівних ділянок. Така схема розподілу дозволила представити зональну модель зовнішнього теплообміну, що полягає із двадцяти семи зон, у тому числі: п'яти об'ємних зон факела й продуктів згорання ($I = 1...5$), п'яти плоских поверхневих зон металу ($I = 6...10$), сімнадцяти плоских поверхневих зон кладки ($I = 11...27$).

Факели, що з'являються біля фурми, в результаті догорання потоку монооксида вуглецю, що виділяється з реакційної зони, утворюють зону опалення, об'єднаємо в сукупний факел (далі факел). Факел і продукти згорання рівномірно по висоті заповнюють розглянуту частину робочого

простору (рис. Б. 1, б), рухаються у двухванном сталеплавильному агрегаті з однієї ванни в іншу під дією тяги, створюваної димовідводячими шиберами, через об'ємні зони ($I=1...5$). Розрахунки довжини факела залежно від змісту вуглецю проводяться відповідно до (4.2) глави 4 справжньої роботи.

Ступінь допалювання оксиду вуглецю, підсмоктування повітря в зону горіння, а також концентрації випромінюючих компонентів продуктів згоряння по довжині факела визначили по співвідношеннях [30]:

$$C_y^T = \exp(-M * y^2) \quad (Б.1)$$

$$X_y = 1 - \exp(-M * y^2) \quad (Б.2)$$

$$\alpha_y = \alpha_0 [1 - \exp(-M * N * y)] \quad (Б.3)$$

$$C_y = \frac{X_y * V_0}{X_y * V_0 + (1 - X_y) + (\alpha_y - X_y) * L_0}, \quad (Б.4)$$

де y - відстань уздовж осі факела, м; C_y^m - концентрація палива у факелі на відстані y ; X_y - ступінь вигорання СО у факелі на відстані y ; α_y - коефіцієнт витрати окиснювача в зоні горіння на відстані y від початку факела; α_0 - коефіцієнт витрати окиснювача, що подавали на горіння; M - коефіцієнт, отриманий з умови: при $y=l_{\phi}$ і ступеню вигорання палива $X_y = 0,98$; N - коефіцієнт, що розраховується по рівняннях (Б.2) і (Б.3) при $y = l_{\phi \text{ кінцеве}}$, тобто $\alpha_y = 1$, і ступеню вигорання палива $X_y = 0,85$; V_0 - питомий об'єм продуктів повного згоряння при $\alpha=1$, м³/м³ при н.у.; L_0 - кількість повітря, теоретично необхідного для повного горіння палива, м³/м³ при н.у.

Відповідно до роботи [255] у межах кожної поверхневої зони ($I=6...27$), що має площа F_1 ухвалювали постійними її абсолютну температуру T_1 і ступінь чорноти ϵ_1 . У межах кожної об'ємної газової зони ($I=1...5$), що має об'єм V_1 і обмеженою уявлюваною поверхнею ухвалювали постійними абсолютну температуру газового середовища T_1 і концентрацію її поглинаючи-випромінюючих компонентів (CO_2 , H_2O). Об'ємне випромінювання газового середовища замінили еквівалентним дифузійним випромінюванням уявлюваної поверхні F_1 , що має температуру T_1 і ступінь

чорноти рівній ступеню чорності ε_1 об'ємної зони, яку для випадку сірого газу визначили по [254]:

$$\varepsilon_1 = 1 - \exp(-K_I * S_I^{\text{эф}}), \quad (Б.5)$$

де $S_I^{\text{эф}}$ - ефективна довжина шляху променя для I - тієї об'ємної газової зони, $S_I^{\text{эф}} = 4 * \frac{V_1}{F_1}$, м;

K_I - коефіцієнт поглинання в межах I -ї об'ємної газової зони, м^{-1} .

Коефіцієнт поглинання в межах I -ї об'ємної газової зони визначили по співвідношенню [255]:

$$K_I = \left[\frac{0.78 + 0.016(\text{H}_2\text{O})_I^{\text{cp}}}{\sqrt{0.01[(\text{CO}_2)_I^{\text{cp}} + (\text{H}_2\text{O})_I^{\text{cp}}] S_I^{\text{эф}}}} - 0.1 \right] \cdot \left(1 - \frac{0.37T_1}{1000} \right) \cdot 0.01 \cdot [(\text{CO}_2)_I^{\text{cp}} + (\text{H}_2\text{O})_I^{\text{cp}}], \quad (Б.6)$$

де $(\text{CO}_2)_I^{\text{cp}}$, $(\text{H}_2\text{O})_I^{\text{cp}}$ - середні концентрації вуглекислого газу й водяних парів в I -ї об'ємній газовій зоні, %.

Поряд з реальними поверхневими зонами металу й футеровки печі відповідно до робіт [213, 228] увели умовні абсолютно чорні поверхні, які відокремлюють I - ю об'ємну зону від суміжних з нею J - х об'ємних зон (рис. Б.2, а). Умовні поверхні прилягають до об'ємної зони з боку суміжних об'ємних зон, пропускають усе падаюче на них випромінювання, яке розглядається далі, як власне дифузійне. Таке допущення дозволяє представити зональну модель теплообміну (рис. Б.1), що полягає з окремих підсистем $I = 1...5$ (рис. Б.2,в).

Підсистема (рис. Б.2, в) складається із семи зон ($n=7$): зони $i = 1...6$ - умовні поверхні, поверхневі зони металу й футеровки; $i = 7$ - об'ємна газова зона.

Підсистема (рис. Б.2, в) складається із семи зон ($n=7$): зони $i=1...6$ - умовні поверхні, поверхневі зони металу й кладки; $i = 7$ - об'ємна газова зона.

Взаємодія суміжних підсистем здійснюється через відповідні умовні поверхні. Умовні поверхні мають такі значення температури, при яких щільності потоків результуючого випромінювання на границях підсистеми

(q_{me} - щільність потоку результуючого випромінювання, що проходить через поверхневу зону металу, Вт/м², $q_{кл}$ - щільність потоку результуючого випромінювання, що проходить через поверхневу зону кладки (футеровки), Вт/м², $q_{J,I}$ - щільність потоку результуючого випромінювання, що проходить через умовну поверхню, що відокремлює об'ємну зону I від суміжної об'ємної зони J, Вт/м²) зберігають своє дійсне значення.

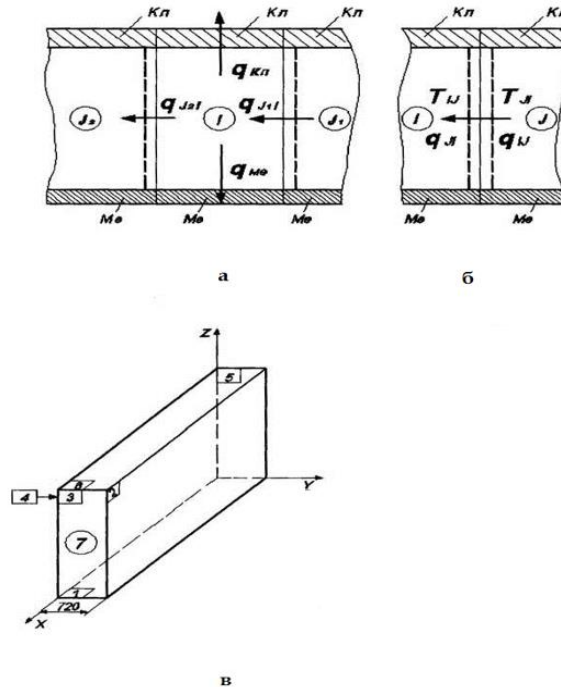


Рисунок Б.2. Схема теплообміну в I-й підсистемі (а), схема взаємодії суміжних підсистем (б), підсистема (в); Ме - об'ємні зони металу; Кл - об'ємні зони кладки (футеровка); _ _ _ умовні поверхні

Визначення величини даних температур зробили шляхом розрахунків радіаційного теплообміну в окремих підсистемах і узгодження їх величин на границях суміжних підсистем (рис. Б.2, б) по наступному співвідношенню

$$q_{J,I} = -q_{I,J} = \sigma_0 * (T_{J,I}^4 - T_{I,J}^4), \quad (\text{Б.7})$$

де $q_{J,I}$ - щільність потоку результуючого випромінювання, що проходить через умовну поверхню, що відокремлює об'ємну зону J від суміжної об'ємної зони I, Вт/м²; $T_{J,I}$ - температура умовної поверхні, що відокремлює об'ємну зону I від суміжної об'ємної зони J, К; $T_{I,J}$ - температура умовної поверхні,

що відокремлює об'ємну зону J від суміжної об'ємної зони I, K; σ_0 - постійна Стефана-Больцмана, Вт/(м² К⁴).

Розрахунки радіаційного теплообміну в межах окремої підсистеми I зробили спрощеним резольвентним зональним методом, який заснований на використанні роздільних узагальнених кутових коефіцієнтів, що зв'язують у розглянутій підсистемі результуючі й власні теплові потоки зон.

Визначення роздільних узагальнених кутових коефіцієнтів зробили в три етапи:

Для прийнятих типів підсистем (рис. Б.2, в, рис. Б.2, г) методом Монте-Карло [205] визначили геометричні кутові коефіцієнти випромінювання $\varphi_{k,i}$, де $i, k = 1 \dots n$;

Узагальнені кутові коефіцієнти випромінювання обчислили з використанням співвідношення

$$\Phi_{k,i} = \varphi_{k,i} * \exp(-K_I * S_I^{\text{эф}}), \quad i, k = 1 \dots n; \quad (Б.8)$$

Роздільні узагальнені кутові коефіцієнти випромінювання визначили шляхом розв'язку системи рівнянь

$$\Psi_{k,i} = \Phi_{k,i} + \sum_{j=1}^{n-1} \Phi_{k,j} \cdot R_j \cdot \Psi_{j,i}, \quad i, k = 1 \dots n; \quad (Б.9)$$

Далі визначили коефіцієнти радіаційного обміну

$$a_{k,i} = \varepsilon_k \cdot \sigma_0 \cdot F_k \cdot (\Psi_{k,i} \cdot \varepsilon_i - \Delta_{k,i}), \quad i, k = 1 \dots n; \quad (Б.10)$$

де $\Delta_{k,i}$ - символ Кронекера, ($\Delta_{k,i} = 1$ при $k = i$, $\Delta_{k,i} = 0$ при $k \neq i$).

Записали систему рівнянь, що складається із зональних рівнянь для поверхневих зон

$$Q_i = \sum_{k=1}^n a_{k,i} \cdot T_K^4, \quad i = 1 \dots (n-1) \quad (Б.11)$$

і зонального рівняння для об'ємної зони

$$\sum_{k=1}^n a_{k,i} \cdot T_K^4 + g_I \cdot T_i + g_I^0 + Q_i^v = 0 \quad i = n \quad (Б.12)$$

де Q - результуючий тепловий потік, Вт;

T - зональна температура, К;

g_I - коефіцієнт конвективного обміну для об'ємної зони I-ї підсистеми, Вт/ К;

g_I^0 – сума доданків, які незалежать від температури об'ємної зони, Вт;

Q_I^v - тепловиділення в об'ємній зоні за рахунок спалювання палива, Вт.

Тепловиділення, коефіцієнти g_I і g_I^0 для об'ємної зони I - її підсистеми визначили по формулах:

$$Q_I^v = B \cdot Q_H^p \cdot (C_I^m - C_{I+1}^m), \quad I=1...5,$$

$$g_I = -[C_{p,I}^{п\ cг} \cdot G_{п\ cг}(1 - C_{I+1}^m) + C_{p,I}^m \cdot C_{I+1}^m + C_{p,I}^{O_2} \cdot \Omega_d \cdot C_{I+1}^m] \cdot B, \quad I=1...5,$$

$$g_I^0 = \{[C_p^m \cdot (T_m - 273) + C_p^{O_2} \cdot \Omega_{O_2} \cdot (T_b - 273)] +$$

$$+ 273 \cdot [C_{p,I}^{п\ cг} \cdot G_{п\ cг}(1 - C_{I+1}^m) + C_{p,I}^m \cdot C_{I+1}^m + C_{p,I}^{O_2} \cdot \Omega_d \cdot C_{I+1}^m]\} \cdot B, \quad I=1;$$

$$g_I^0 = \{[C_{p,I-1}^{п\ cг} \cdot G_{п\ cг}(1 - C_I^m) + C_{p,I-1}^m \cdot C_I^m + C_{p,I-1}^{O_2} \cdot \Omega_d \cdot C_I^m](T_{n,I-1} - 273) +$$

$$+ 273 \cdot [C_{p,I}^{п\ cг} \cdot G_{п\ cг}(1 - C_{I+1}^m) + C_{p,I}^m \cdot C_{I+1}^m + C_{p,I}^{O_2} \cdot \Omega_d \cdot C_{I+1}^m]\} \cdot B, \quad I=2...5,$$

де B - витрата палива на піч, кг/с; Q_H^p - нижча теплота згоряння оксиду вуглецю, Дж/кг;

C_I^m, C_{I+1}^m - концентрація оксиду вуглецю на границях об'ємної зони I - її підсистеми;

$G_{п\ cг}$ - кількість продуктів повного згоряння одного кілограма СО, кг/кг;

$\Omega_{дд}$ - дійсна кількість повітря, необхідного для повного згоряння одного кілограма палива, кг/кг;

$T_{п,1}$ - температура об'ємної зони підсистеми, К;

$C_{p,I}^{CO}, C_{p,I}^m, C_{p,I}^{O_2}$ - середні питомі масові теплоємності продуктів згоряння, палива й повітря при постійному тиску в інтервалі температур від 273 К до $T_{п,1}$, Дж/(кгК);

$C_p^m, C_{p,I}^{O_2}$ - середні питомі масові теплоємності палива й кисню, з температурою T_T і T_{O_2} відповідно, Дж/(кг К).

При відомих значеннях температури поверхневих зон і тепловиділення в об'ємних зонах розглянутої зональної моделі (рис. Б.1) розв'язок систем зональних рівнянь типу (Б.4) і (Б.5) разом з рівнянням (Б.3) дозволило визначити на кожному кроці температури об'ємних зон і результуючі теплові потоки для поверхневих зон.

Внутрішнє завдання теплообміну. У розглянутій зональній моделі поверхневі зони є границями, що відокремлюють об'ємні газові зони від

об'ємних зон металу і кладки (рис. Б.1, 6). Допущення про постійність величин, що характеризують теплообмін у межах кожної розрахункової поверхневої зони, дає можливість розглядати нагрівання об'ємних зон металу й кладки як нагрівання нескінченних одне- і двошарових пластин, а розподіл температури $t(y, \tau)$ по їхній товщині дозволяє описати в декартових координатах одномірним диференціальним рівнянням нестационарної теплопровідності

$$c(t) \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial y} [\lambda(t) \cdot \frac{\partial t}{\partial y}], \quad 0 \leq \tau \leq \tau^k \quad (\text{Б.14})$$

де τ - поточний час, с; y - поточна координата на осі, перпендикулярної до відповідної поверхневої зони й спрямована у бік збільшення температури, м;

$t\tau^k$, c , λ - температура, °С; кінцевий час нагрівання, с; об'ємна питома теплоємність, Дж/(м³ К) і коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м* К) матеріалу шару об'ємної зони металу або кладки.

Рівняння (Б.6) доповнили початковою умовою

$$t(y, 0) = t_n(y), \quad (\text{Б.15})$$

де $t_n(y)$ - початковий розподіл температури по товщині шару відповідної об'ємної зони металу або кладки, °С, і граничними умовами.

Граничні умови визначили з урахуванням конструкції огорожень робочого простору печі й умов нагрівання металу й футеровки. Аналіз цих параметрів дозволив визначити:

1) нагрівання металу й футеровки розділової стінки печі, виконаної з вогнетривкої шамотної цегли (об'ємні зони металу й футеровки, відповідні до поверхневих зон 1=6...10, 27, рис. Б.1, а), як симетричне нагрівання одношарової пластини. При цьому в площині симетрії температурного поля

$$\lambda * \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0, \quad (\text{Б.16})$$

а на поверхні, яка граничить із об'ємною газовою зоною

$$\lambda * \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=\frac{\delta}{2}} = 0 \quad (\text{Б.17})$$

де δ - геометрична товщина, м;

$q_I = Q_I / F_I$ - щільність результуючого теплового потоку для відповідної поверхневої зони, Вт/м²;

2) нагрівання кладки підвісного склепіння печі, виконаного з вогнетривкої шамотної цегли (об'ємні зони кладки, відповідні до поверхневих зон $I=11...15$, рис. Б.1, а), як несиметричне нагрівання одношарової пластини. При цьому на поверхні, що граничить із навколишнім середовищем,

$$-\lambda * \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=0} = \alpha_{oc} \cdot (t_{нар} - t_{o.c.}) \quad (Б.18)$$

а на поверхні, що граничить із об'ємною газовою зоною,

$$\lambda * \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=\delta} = q_I, \quad (Б.19)$$

де α_{oc} - коефіцієнт тепловіддачі випромінюванням і конвекцією від зовнішньої поверхні кладки в навколишнє середовище визначили відповідно до рекомендацій роботи [214] у вигляді

$$\alpha_{oc} = 2,56(t_{нар} - t_{o.c.}) + 4,65 * \frac{(\frac{t_{нар}+273}{100})^4 - (\frac{t_{o.c.}+273}{100})^4}{t_{нар} - t_{o.c.}}, \quad (Б.20)$$

де $t_{нар}$ - температура зовнішньої поверхні кладки, °С;

$t_{o.c.}$ - температура навколишнього середовища, °С;

3) нагрівання торцевої стіни печі й бічних стін, виконаних із шамотної цегли (об'ємні зони кладки, відповідні до поверхневих зон $I=16...26$, рис. Б.1, а), як нагрівання двошарової пластини з шарів із шамотної цегли. При цьому на поверхні, що граничить із навколишнім середовищем,

$$-\lambda_{из} * \frac{\partial t_{из}}{\partial y} \Big|_{y=0} = \alpha_{oc} \cdot (t_{нар} - t_{o.c.}) \quad (Б. 21)$$

у площині шарів, що торкаються ($y = \delta_{из}$)

$$\lambda_{из} * \frac{\partial t_{из}}{\partial y} = \lambda_{ог} \cdot \frac{\partial t_{ог}}{\partial y} \quad (Б.22)$$

а на поверхні, що граничить із об'ємною газовою зоною,

$$-\lambda_{ог} * \frac{\partial t_{ог}}{\partial y} \Big|_{y=(\delta_{из}+\delta_{ог})} = q_I \quad (Б. 23)$$

де $\lambda_{из}, \lambda_{ог}$, - відповідно коефіцієнти теплопровідності матеріалу теплоізоляційного й вогнетривкого шарів футеровки, Вт/(м К).

Розв'язок диференціального рівняння (Б.14) для об'ємних зон металу й кладки із крайовими умовами (Б.15) - (Б.23) виконали методом кінцевих різниць із використанням неявної різницевої схеми [209] на відповідних просторово-тимчасових сітках:

$$\begin{aligned} y_j &= j * \Delta y, \quad j=1 \dots h, \quad \Delta y = \frac{\delta \Sigma}{h}; \\ r_j &= j * \Delta r, \quad j=1 \dots h, \quad \Delta r = \frac{Rm}{h}; \\ \tau_p &= p * \Delta \tau, \quad p=1 \dots m, \quad \Delta \tau = \frac{\tau^k}{m}, \end{aligned} \quad (Б.29)$$

де $\Delta y, \Delta r$ - величина кроку по відповідній до просторової координати, м; $\Delta \tau$ - величина кроку за часом, з; $\delta \Sigma$ - розрахункова товщина пластини, обумовлена залежно від кількості шарів і умов нагрівання об'ємних зон металу й кладки, м; h - кількість розрахункових вузлів на просторових сітках; m - кількість розрахункових вузлів на тимчасовій сітці.

В результаті розв'язку розглянутих вище крайових завдань на кожному кроці визначили дискретні температурні поля об'ємних зон металу й кладки, а також зональні температури відповідних їм поверхневих зон.

Завдання сполученого теплообміну. Розв'язок сполученого завдання теплообміну для розглянутої зональної моделі на кожному кроці виконали по ітераційній процедурі:

1. Завдання початкового наближення для температур поверхневих зон T_1 ($I=6 \dots 27$);
2. Розв'язок зовнішнього завдання - визначення результуючих теплових потоків для поверхневих зон Q_1 ($I=6 \dots 27$);
3. Розв'язок внутрішнього завдання - по відомому розподілу результуючих теплових потоків Q_1 проводиться розрахунок температур відповідних поверхневих зон T_1^* ($I=6 \dots 27$);
4. Визначення максимальної похибки $\max|T_1^*-T_1|$ і присвоєння уточнених значень температур T_1^* змінним T_1 .
5. Якщо похибка $\max|T_1^*-T_1|$ не перевищує заданий рівень - перехід до наступного тимчасового кроку. А якщо ні, то виконується повернення до розрахунків результуючих теплових потоків для поверхневих зон.

Додаток В

ЗАТВЕРДЖУЮ

Перший проректор ЗДІА

д.т.н., професор Воденніков С.А.



15 12 2017р.

АКТ

впровадження результатів дисертаційної роботи
Петрика Олексія Анатолійовича
в навчальний процес
кафедри «Теплоенергетики і гідроенергетики»

Члени комісії у складі декану факультету енергетики, електроніки та інформаційних технологій, к.т.н., доцента Коваленко В.Л., в.о. завідувача кафедри теплоенергетики і гідроенергетики, к.т.н., доцента Бахтіна В.І. склали цей акт про те, що результати отримані у дисертаційній роботі аспірантом Петрик О.А., а саме: закономірності впливу інтенсивності продувки ванни двухванного сталеплавильного агрегату киснем на теплотехнічні процеси виплавки сталі, використовуються при викладенні лекцій та практичних занять в дисципліні «Високотемпературні процеси і установки».

Декан факультету енергетики,
електроніки та інформаційних
технологій
к.т.н., доцент

В. Л. Коваленко

В.о. завідувача кафедри
Теплоенергетики і гідроенергетики
ЗДІА
к.т.н., доцент

В. І. Бахтін

Публичное акционерное общество
Запорожский металлургический комбинат
«ЗАПОРОЖСТАЛЬ»

Южное шоссе, 72,
г. Запорожье, 69008, Украина
Факс: (061) 213-18-68
E-mail: office@zaporizhstal.com
Текущий счет № 26007962490637
в ПАО «Первый Украинский Международный Банк»,
МФО 334851

УТВЕРЖДАЮ:

Директор по технологии и качеству

С.В. Гоман



12

2017 год

АКТ

о внедрении результатов диссертационной работы

Петрика Алексея Анатольевича

Настоящим удостоверяется, что результаты диссертационных исследований Петрика А.А. используются в деятельности МК ПАО «Запорожсталь» и имеют практическое, методическое и научное значение при работе сталеплавильного оборудования комбината.

Совершенствование дутьевого и теплового режима выплавки стали с использованием математической модели при решении задачи теплообмена позволило внедрить новую технологию повышения эффективности использования тепла от дожигания оксида углерода в сталеплавильном агрегате (ДСА), что привело к снижению технологического расхода природного газа на выплавку стали на 6,89 м³/т (с 6,89 до 0 м³/т) и длительности продувки на 0,2 ч (с 3,71 до 3,51 часа) и позволило перейти агрегату на процесс выплавки стали без использования природного газа при обеспечении высокого качества металлопродукции.

На основании результатов исследований и рекомендаций, сформулированных в диссертации составлены новые технологические карты работа ДСА, разработаны и внедрены сводовые фурмы новой конструкции.

Начальник технического управления

В.И. Набока

Начальник цеха

В.И. Тищенко

Методика розрахунку конвективного теплового потоку

Згідно [170, 224, 231] для аналізу щільності теплових потоків (q , Вт/м²), що надходять від кисневих струменів при взаємодії кисню зі шлако-газо-металевим об'ємом, у т.ч. за рахунок допалювання СО до СО₂, до поверхні шлаку, використовували залежність

$$q_{CO} = Q_{CO} / S \quad (Д.1)$$

де $Q_{CO} = Q_{\text{конв}}$, кВт, конвективний тепловий потік.

$$Q_{\text{конв}} = V_{CO} * \rho^{CO} * Q_H^p = \alpha_{\text{ж}} * \Delta T * S \quad (Д.2)$$

де Q_H^p - теплота згоряння 1 м³ газу СО, 10,15*10³ кДж/м³;

ΔT – різниця між температурою струменя кисню й шлаку, °С;

α – коефіцієнт тепловіддачі в системі струмів кисню – шлак при допалюванні СО до СО₂, Вт/(м²*°С);

S - поверхня теплообміну, м².

При цьому кількість теплоти, яка виділяється при допалюванні СО до СО₂ рівняється:

$$Q_{CO} = V_{CO} * \rho^{CO} * 10.15 * 10^6, \text{ Вт}, \quad (Д.3)$$

$$\rho^{CO} = \rho_0^{CO} * (T_0 * \frac{P}{T * P_0}). \quad (Д.4)$$

Іншим визначальним фактором є швидкість омивання середовища навколо фурми ($\overline{W}_0$, м/с) газовими потоками теплосприймаючої поверхні шлаків у киплячому розплаві при продуванні сталеплавильного агрегату. Ця швидкість відповідно до [225] визначається дуттьовими параметрами і її можна представити, як наведену швидкість потоків у середовищі газ-шлак-метал (м/с) на горизонтальний поперечний переріз (S_v , м²) ванни, тобто I_{O_2}/S_v , де I_{O_2} - об'ємна витрата кисню, м³/с.

Інтерес представляє розгляд цього співвідношення в теплообмінних процесах у шлаковому розплаві зв'язана як з тенденцією їх інтенсифікації й прискорення процесів шлакоутворення при взаємодії струменя кисню з СО і подальшому його допалюванні до СО₂, так і зі збільшенням значення цього

співвідношення за рахунок збільшення об'ємної витрати кисню з метою інтенсифікації процесу виплавлення сталі й підвищення продуктивності агрегату [226].

На рисунку Д.1 наведені дані залежності щільності потоків q_{CO} від різних значень I_{O_2} .

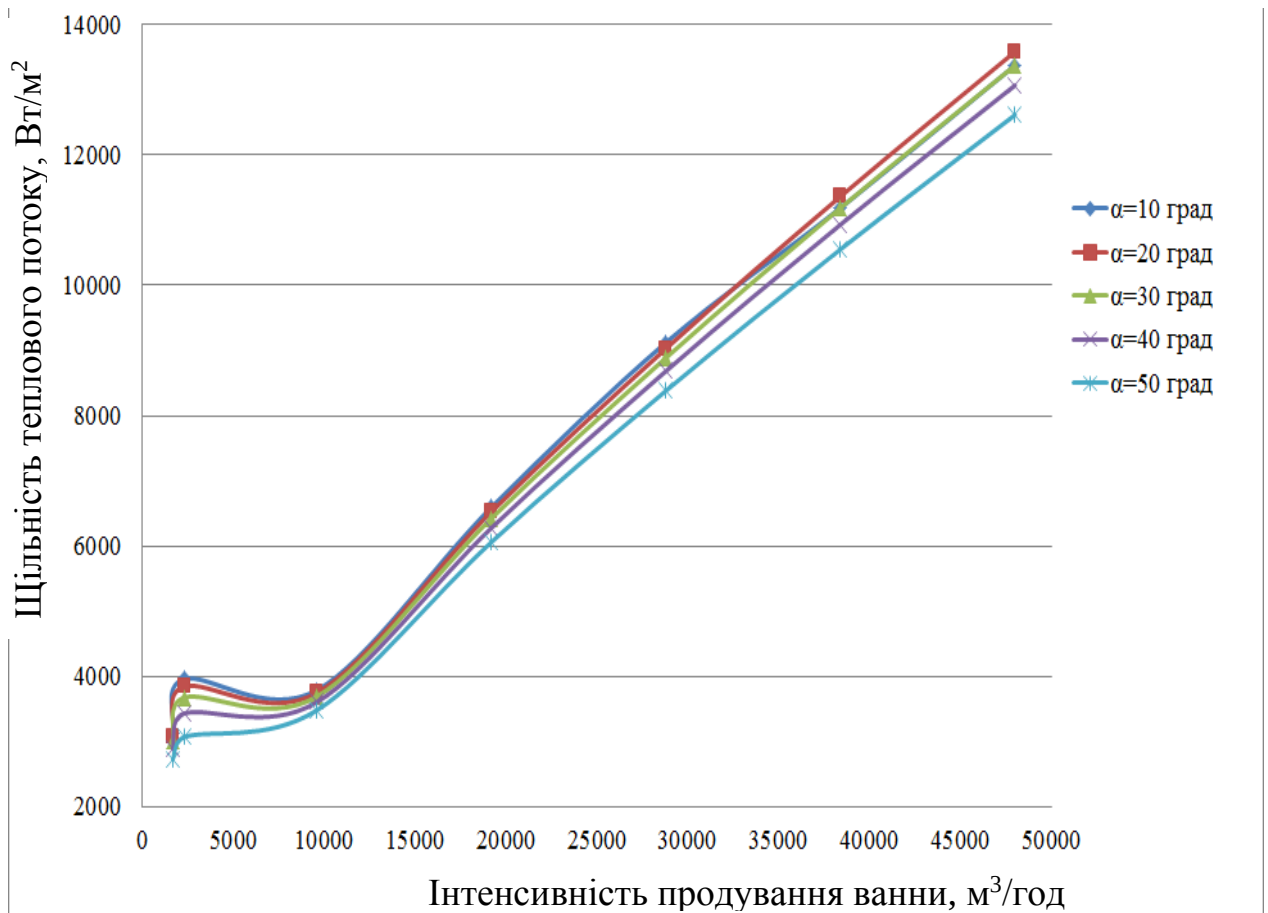


Рисунок Д.1 - Залежність величини теплового потоку від витрати кисню (при взаємодії струменя кисню з поверхнею шлакового розплаву)

При визначенні коефіцієнта тепловіддачі для системи шлак-газові струменя використовували [226] критериальну залежність виду:

$$Nu = 0.0435 * Re^{0.8} * Pr^{0.33}, \quad (Д.5)$$

$$\text{где } Nu = \alpha_{ж} * L_c / \lambda_{г}, \quad (Д.6)$$

$$Re = \overrightarrow{W_0} * L_c / \nu_{г}, \quad (Д.7)$$

$$Pr = \nu_{г} / a_{г} \quad (Д.8)$$

де Nu , Re , Pr - критерії (числа) Нуссельта, Рейнольдса й Прандтля;

$\lambda_{г}$ - коефіцієнт теплопровідності суміші кисень-метал-шлак, Вт/(м*К);

ν_r - коефіцієнт кінематичної в'язкості, м²/с;

L_c -довжина струменя в шлаках (визначальний геометричний параметр),

м;

$$a_r = \lambda_r / (\bar{c} * \rho) \quad (\text{Д.9})$$

де a_r – температуропроводність розплаву, м²/с;

$\bar{c}$ – теплоємність розплаву, Дж/(кг·К);

ρ - щільність розплаву, кг/м³.

Визначимо швидкість омивання [19, 70, 170]:

$$\overrightarrow{W_0} = (\frac{I_{O_2}}{S_B}) / (\frac{\Delta H_B}{H_0}), \quad (\text{Д.10})$$

де ΔH_B – характер зміни рівня ванни, при впливі на неї струменів кисню,

м;

H_0 – початкова висота металу у ванні, м;

Відповідно до [19, 70, 170] значення $\frac{\Delta H_B}{H_0}$ визначається по формулі:

$$\frac{\Delta H_B}{H_0} = 0,408 * Fr^{0.459}, \quad (\text{Д.11})$$

де Fr число Фруда,

$$Fr = \frac{\overline{U_{CO}^2}}{g} * H_0, \quad (\text{Д.12})$$

де $\overline{U_{CO}}$ - середня швидкість виділення СО із розплаву при продуванні,

м/с;

g – прискорення вільного падіння, 9,832 м/с².

Підставивши (Д.11, Д.12) в (Д.10) одержимо

$$\overrightarrow{W_0} = \frac{I_{O_2}}{S_B * 0,408 * Fr^{0.459}} = \frac{I_{O_2} * g^{0.459}}{S_B * 0,408 * (\overline{U_{CO}^2})^{0.459} * H_0^{0.459}} = \frac{6.9978 * I_{O_2}}{S_B * (\overline{U_{CO}^2})^{0.459} * H_0^{0.459}}, \quad (\text{Д.13})$$

При цьому слід зазначити, що фізично струмінь кисню (виражений через теплотехнічні параметри величиною I_{O_2} використовується для допалювання СО до СО₂.

У таблиці Д.1 наведені результати розрахунків Q_{CO} і $\alpha_{ж}$ по рівнянню (Д.1) для широкого діапазону газодинамічних і теплофізичних параметрів.

З аналізу даних таблиці Д.1 випливає, що теплотехнічні параметри (Q_{CO} і $\alpha_{ж}$) зростають при підвищенні I_{O_2} . Цей факт пояснюється тим, що струменя кисню, проходячи середовище газ – метал - шлак після передачі теплоти шлакам і металу, поширюються в інші об'єми шлаку, викликаючи його енергійне перемішування.

Даний висновок впливає також з аналізу наведених вище рівнянь. Так, наприклад, при збільшенні співвідношення $(\frac{I_{O_2}}{S_B})$ зростають значення швидкості $\overline{W}_0$, Re і Nu , що приводить до підвищення значень Q_{CO} і $\alpha_{ж}$.

Обробка отриманих результатів дозволила одержати наступні розрахункові формули для оцінки ефективності теплообміну в умовах продування ванни сталеплавильного агрегату киснем (на прикладі ДСА).

$$Q_{CO} = 65571 + 5,12 * I_{O_2} - 363,81 * \alpha_c, R^2=0.89 \quad (Д.14)$$

$$Q_{CO} = 59221 - 0,12 * I_{O_2} + 1223523 * \frac{I_{O_2}}{S_B} R^2=0.88 \quad (Д.15)$$

$$Q_{CO} = 10,78 + 80 * \alpha_{ж}, R^2=0.93 \quad (Д.16)$$

З аналізу наведених залежностей (Д.13-Д16) і даних табл. Д.1 випливає висновок про те, що ефективність теплообміну в системі газ-метал-шлак зростає при підвищенні інтенсивності продування I_{O_2} , а також при збільшенні значень кутів нахилу сопел $\alpha_{сопел}$.

За результатами розрахунків побудовані графічні залежності при різних кутах нахилу сопел в інтервалі від 10° до 50° . З аналізу таблиці Д.1 видно, що зі збільшенням кута нахилу сопел від 10 до 50° значення коефіцієнта тепловіддачі й теплового потоку знижуються, що пов'язано зі збільшенням довжини (траєкторії) струменя кисню. При цьому з рівняння (Д.5) видно, що довжина струменів обернено пропорційна коефіцієнту тепловіддачі. У свою чергу, зі зменшенням висоти фурми (дутьового пристрою ближче до розплаву) відзначається збільшення коефіцієнта тепловіддачі й теплового потоку, що пов'язане зі збільшенням перемішування ванни.

Позитивний ефект по інтенсифікації режиму теплообміну при зростанні співвідношення $\frac{I_{O_2}}{S_B}$ у зоні продування обумовлений збільшенням поверхні

контакту у ванні між бульбашками CO і кисневими струменями. У міру збільшення швидкості руху струменів ($Re \rightarrow \max$) і підвищення їх температури t_c при допалюванні CO зростає рівень конвективної тепловіддачі $\alpha_{ж}$ у системі струмень кисню - шлак в цілому.

Залежність величини теплового потоку від швидкості омивання середовища навколо фурми газовими потоками теплосприймаючої поверхні шлаків при різних кутах нахилу сопел приведена на рисунку Д.2.

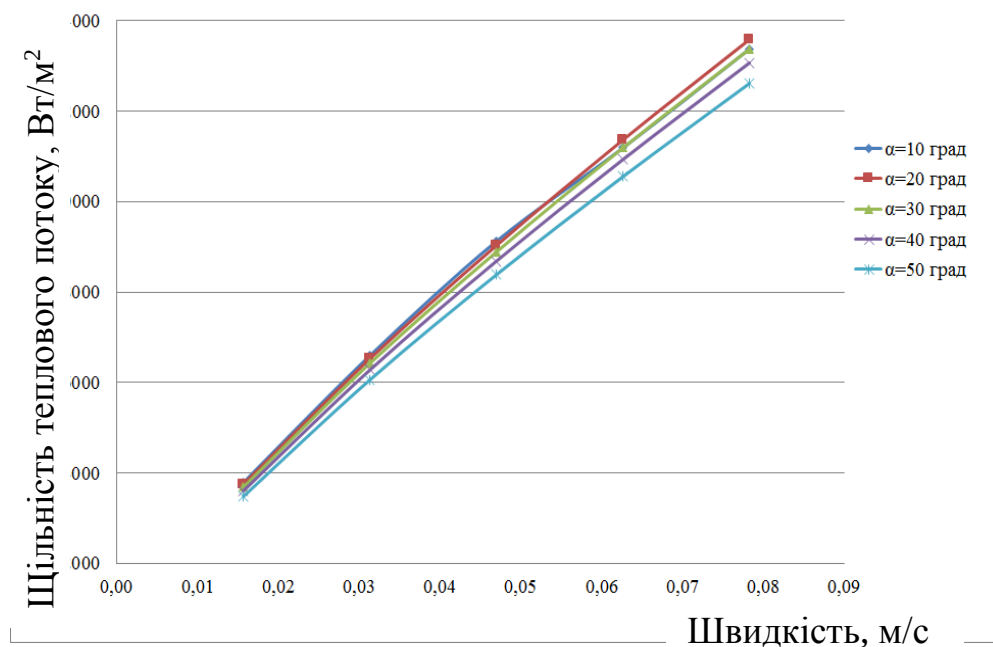


Рисунок Д.2 - Залежність величини теплового потоку від швидкості омивання середовища навколо фурми газовими потоками теплосприймаючої поверхні шлаків при різних кутах нахилу сопел

Таблиця Д.1

Результати розрахунків газодинамічних і теплофізичних характеристик при взаємодії струменів кисню зі шлаками в сталеплавильному агрегаті

IO_2 , $M^3/год$	IO_2 , $M^3/$ $г*хв$	V_c , $\%[C]$ $/хв$	H_0 , M	H_{Φ} , M	α_s , $град$	L_c , M	Re	Pr	Nu	W_0	Up , M/c	$\alpha_{ж}$, $Bт/(M^2*^{\circ}C)$	T_c , $^{\circ}C$	T_{min} , $^{\circ}C$	Q_{CO} , $Bт$	q_{CO} , $Bт/M^2$
1670	0,06	0,09	1,65	0,3	10	0,306	7304	0,138	22,44	0,0143	0,0026	892,72	1700	1620	71417,32	3119,94
	0,06	0,09	1,65	0,3	20	0,323	7697	0,138	23,40	0,0143	0,0026	878,21	1700	1620	70256,47	3069,23
	0,06	0,09	1,65	0,3	30	0,349	8323	0,138	24,91	0,0143	0,0026	856,80	1700	1620	68544,34	2994,43
	0,06	0,09	1,65	0,3	40	0,392	9345	0,138	27,33	0,0143	0,0026	825,75	1700	1620	66180,39	2891,16
	0,06	0,09	1,65	0,3	50	0,467	11149	0,138	31,47	0,0143	0,0026	779,75	1700	1620	62379,85	2725,13
2300	0,16	0,10	1,65	0,3	10	0,306	20119	0,138	50,47	0,0394	0,0070	1132,53	1700	1620	90602,72	3958,08
	0,16	0,10	1,65	0,3	20	0,323	21200	0,138	52,63	0,0394	0,0070	1099,90	1700	1620	87991,71	3844,01
	0,16	0,10	1,65	0,3	30	0,349	22926	0,138	56,03	0,0394	0,0070	1051,76	1700	1620	84140,74	3675,78
	0,16	0,10	1,65	0,3	40	0,392	25739	0,138	61,47	0,0394	0,0070	981,92	1700	1620	78553,79	3431,71
	0,16	0,10	1,65	0,3	50	0,467	30711	0,138	70,79	0,0394	0,0070	878,44	1700	1620	70275,41	3070,06
9600	1,00	0,13	1,65	1,5	10	1,531	39923	0,138	87,32	0,0156	0,0437	1083,99	1700	1620	86719,28	3788,42
	1,00	0,13	1,65	1,5	20	1,613	42070	0,138	91,06	0,0156	0,0437	1072,70	1700	1620	85815,75	3748,95
	1,00	0,13	1,65	1,5	30	1,744	45494	0,138	96,94	0,0156	0,0437	1056,04	1700	1620	84483,15	3690,74
	1,00	0,13	1,65	1,5	40	1,958	51077	0,138	106,35	0,0156	0,0437	1031,87	1700	1620	82549,83	3606,28
	1,00	0,13	1,65	1,5	50	2,336	60942	0,138	122,49	0,0156	0,0437	996,06	1700	1620	79685,16	3481,13
19200	2,00	0,16	1,65	1,5	10	1,531	79847	0,138	152,04	0,0313	0,0874	1887,34	1700	1620	150987,03	6596,03
	2,00	0,16	1,65	1,5	20	1,613	84139	0,138	158,55	0,0313	0,0874	1867,67	1700	1620	149413,91	6527,30
	2,00	0,16	1,65	1,5	30	1,744	90988	0,138	168,79	0,0313	0,0874	1838,67	1700	1620	147093,72	6425,94
	2,00	0,16	1,65	1,5	40	1,958	102153	0,138	185,17	0,0313	0,0874	1796,60	1700	1620	143727,60	6278,89
	2,00	0,16	1,65	1,5	50	2,336	121884	0,138	213,26	0,0313	0,0874	1734,25	1700	1620	138739,92	6061,00
28800	3,00	0,20	1,65	1,5	10	1,531	119770	0,138	210,30	0,0469	0,1311	2610,49	1700	1620	208839,50	9123,37
	3,00	0,20	1,65	1,5	20	1,613	126209	0,138	219,30	0,0469	0,1311	2583,30	1700	1620	206713,62	9030,50
	3,00	0,20	1,65	1,5	30	1,744	136482	0,138	233,46	0,0469	0,1311	2543,18	1700	1620	203454,42	8888,12
	3,00	0,20	1,65	1,5	40	1,958	153230	0,138	256,11	0,0469	0,1311	2484,98	1700	1620	198798,54	8684,72
	3,00	0,20	1,65	1,5	50	2,336	182826	0,138	294,98	0,0469	0,1311	2398,75	1700	1620	191899,76	8383,34
38400	4,00	0,24	1,65	1,5	30	1,744	181976	0,138	293,88	0,0626	0,1747	3201,31	1700	1620	256105,03	11188,22
	4,00	0,24	1,65	1,5	20	1,613	168279	0,138	276,04	0,0626	0,1747	3251,81	1700	1620	260144,72	11364,70
	4,00	0,24	1,65	1,5	30	1,744	181976	0,138	293,88	0,0626	0,1747	3201,31	1700	1620	256105,03	11188,22
	4,00	0,24	1,65	1,5	40	1,958	204307	0,138	322,39	0,0626	0,1747	3128,05	1700	1620	250244,29	10932,19
	4,00	0,24	1,65	1,5	50	2,336	243768	0,138	371,31	0,0626	0,1747	3019,50	1700	1620	241560,23	10552,81
48000	5,00	0,28	1,65	1,5	30	1,744	227470	0,138	351,31	0,0782	0,2184	3826,98	1700	1620	306158,36	13374,85
	5,00	0,28	1,65	1,5	20	1,613	210348	0,138	330,00	0,0782	0,2184	3887,34	1700	1620	310987,57	13585,82
	5,00	0,28	1,65	1,5	30	1,744	227470	0,138	351,31	0,0782	0,2184	3826,98	1700	1620	306158,36	13374,85
	5,00	0,28	1,65	1,5	40	1,958	255384	0,138	385,40	0,0782	0,2184	3739,40	1700	1620	299152,19	13068,78
	5,00	0,28	1,65	1,5	50	2,336	304710	0,138	443,88	0,0782	0,2184	3609,64	1700	1620	288770,91	12615,26

Таблиця Е.1

Перелік засобів вимірювальної техніки, що застосовуються в технологічному процесі

Вимоги до вимірювань		Засоби вимірювальної техніки			Клас точності	Дата останньої повірки, калібрування, періодичність
Контрольовані параметри	Номінальне значення	Відхилення, що допускається	Найменування, тип, заводське позначення	Межа вимірювання	Ціна ділення	
1	2	3	4	5	6	8
Тиск природного газу, кгс/см ²	1,0 – 2,2	0,5	Дифманометр ДМЗ583, МЕД, САФІР-М вторинний прилад КСД-3, МТМ-402	0-6	0,2	07.09.17; 1 раз на рік
Тиск кисню, кгс/см ²	9 - 12	0,5	Датчик МЕТРАН-100-ДИ, перетворювач ДД-1,6, САФІР, МЭД, вторинний прилад КСД-3, ДИСК-250	0-16	0,4	03.11.17; 1 раз на рік
Витрата газу на паливки (ДСА), м ³ /год	100-630	10	Датчик ДІР-30, вторинний прилад ДИСК-250 М	2000	10	05.10.17; 1 раз на рік
Витрата кисню на фурми (ДСА), м ³ /год	0-10000	200	Датчик МЕТРАН-100-ДД, вторинний прилад ДИСК-250	0-10000	200	06.09.17; 1 раз на рік

продовження табл. Е.1

1	2	3	4	5	6	7	8
Температура у робочому просторі печі, °С	0-1300; 1300- 1750	20	Потенціометр КСД-3, ДИСК-250 з термоперетворювачем ТХА	0-1300; 800-5000	10 10	1,0 2,5	27.09.17; 1 раз на рік
Тиск в печі, мм вод.ст.	4-6	0,5	Дифманометр ДКО, вторинний прилад КСД-3	-2..0..+14	0,2	1,0	04.10.17; 1 раз на рік
Розрідження в борові, мм вод.ст.	0-100	2	Дифманометр ДМЗ583, вторинний прилад КСД-3	0-100	2	1,0	05.07.17; 1 раз на рік
Температура диму в борові, °С	700-750	10	Потенціометр КСД-3, ДИСК-250 з термоперетворювачем ТХА	0-1100	10	0,5	17.08.17; 1 раз на рік
Витрата пари на обдув склепіння, м³/год	16	0,4	Дифманометр ДМЗ583, вторинний прилад КСД-3	0-16	0,4	1,0	25.09.17; 1 раз на рік
Концентрація кисню, %	98-99	2	Газоаналізатор АГ 0011 з вторинним приладом ДИСК-250, ДИСК-250 М	80-100	-----	0,5	01.12.17; 2 раз на рік
Витрата води, т / год	20	1	Дифманометр ДМ 3583М з вторинним приладом КСД-250	0-40	1,0	1,0	16.08.17; 1 раз на рік
Температура води, що відходить з кисневих фурм, °С	50-75	10	Потенціометр ДИСК-250 з термоперетворювачем ТХК	0-100	2	0,5	25.09.17; 1 раз на рік
Геометричні розміри печі, мм	0-2200	1	Лінійки вимірювальна металева 1000 СТІЗ; рулетка вимірювальна металева	0-1000; 0-5000	1	2	25.09.17; 1 раз на рік

продовження табл. Е.1

1	2	3	4	5	6	7	8
Маса матеріалу для розрахунку вологості, г	50-1000	0,02	Ваги технічні ВЛТ-1000	50-1000	0,1	3	17.08.17; 1 раз на рік
Концентрація у продуктах згорання: • кисню; • оксиду вуглецю; • оксидів азоту; • діоксиду вуглецю	0-21% 0-10% 0-2000 ppm 0-20%	0,001	Багатоканалний газоаналізатор MSI Vario Plus	0-21% 0-10% 0-2000 ppm 0-20%	-	1	25.08.17; 1 раз на рік
Температура ванни, факелу	+600... +3000	±1°C	Оптичний пірометр Raynger 3i 1M	+600... +3000	-	1	15.08.17; 1 раз на рік
Температура ванни, факелу	-40... +2000	±1°C	Тепловизор NEC H2640	-40... +2000	-	1	16.10.17; 1 раз на рік
Температура розплаву	+800... +1820	±2 °C	Термокон-1 з одноразовою змінною термопарою із HСХ В та ІР(В)	+800... +1820	-	2	17.08.17; 1 раз на рік



Додаток Є

Таблиця Є.1

Визначення діаметру реакційної зони та глибини лунки для ДСА при інтенсивності продування 0,65 м³/с (2333 м³/год) та НФ = 0,1, 0,2 и 0,3 м

Діаметр реакційної зони					Глибина лунки									
α	d=15	d=14	d=13	d=12	d=12 / d=15	d=12 / d=14	d=12 / d=13	d=12	d=13	d=14	d=15	d=12 / d=13	d=12 / d=14	d=12 / d=15
НФ = 0,1 м														
10*50	0,160	0,150	0,140	0,130	0,1550	0,1500	0,1450	0,195	0,177	0,165	0,155	0,186	0,177	0,169
20*50	0,180	0,170	0,160	0,150	0,1750	0,1700	0,1650	0,195	0,177	0,165	0,155	0,186	0,177	0,169
30*30	0,150	0,140	0,130	0,120	0,1450	0,1400	0,1350	0,195	0,177	0,165	0,155	0,186	0,177	0,169
30*50	0,170	0,160	0,145	0,135	0,1650	0,1575	0,1525	0,195	0,177	0,165	0,155	0,186	0,177	0,169
40*50	0,160	0,150	0,140	0,130	0,1550	0,1500	0,1450	0,194	0,177	0,165	0,155	0,186	0,177	0,169
50*50	0,165	0,160	0,150	0,135	0,1625	0,1575	0,1500	0,194	0,177	0,165	0,155	0,186	0,177	0,169
НФ = 0,2 м														
10*50	0,2900	0,2850	0,2700	0,2600	0,2875	0,2800	0,2750	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1855	0,1767	0,1491
20*50	0,3345	0,3200	0,3250	0,3180	0,3272	0,3297	0,3262	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1855	0,1767	0,1491
30*30	0,3200	0,3100	0,2919	0,2850	0,3150	0,3060	0,3025	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1856	0,1767	0,1491
30*50	0,3000	0,2950	0,2900	0,2830	0,2975	0,2950	0,2915	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1855	0,1766	0,1490
40*50	0,3000	0,2950	0,2900	0,2850	0,2975	0,2950	0,2925	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1855	0,1766	0,1490
50*50	0,2900	0,2850	0,2800	0,2750	0,2875	0,2850	0,2825	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1854	0,1766	0,1489
НФ = 0,3 м														
10*50	0,4600	0,4500	0,4400	0,4300	0,4550	0,4500	0,4450	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1853	0,1764	0,1438
20*50	0,5000	0,4900	0,4800	0,4700	0,4950	0,4900	0,4850	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1852	0,1764	0,1438
30*30	0,4600	0,4500	0,4400	0,4300	0,4550	0,4500	0,4450	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1853	0,1765	0,1439
30*50	0,4900	0,4800	0,4700	0,4600	0,4850	0,4800	0,4750	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1852	0,1763	0,1437
40*50	0,4900	0,4800	0,4700	0,4600	0,4850	0,4800	0,4750	0,194	0,177	0,159	0,144	0,1852	0,1763	0,1437
50*50	0,4750	0,4700	0,4650	0,4590	0,4725	0,4700	0,4670	0,194	0,176	0,159	0,144	0,1851	0,1762	0,1436

Таблиця Є.2

Визначення раціонального критерія К для ДСА при інтенсивності продування 0,65 м3/с (2333 м3/год) та НФ = 0,1, 0,2 и 0,3 м

К = h/Dpз							
α	d=12	d=13	d=14	d=15	d=12 / d=13	d=12 / d=14	d=12 / d=15
НФ = 0,1 м							
10*50	1,216	1,181	1,179	1,192	1,199	1,180	1,168
20*50	1,081	1,042	1,031	1,033	1,062	1,041	1,018
30*30	1,297	1,266	1,269	1,292	1,282	1,264	1,255
30*50	1,144	1,107	1,138	1,148	1,126	1,124	1,111
40*50	1,216	1,181	1,179	1,192	1,199	1,180	1,168
50*50	1,229	1,207	1,190	1,198	1,223	1,193	1,199
НФ = 0,2 м							
10*50	0,67	0,62	0,59	0,55	0,65	0,63	0,54
20*50	0,58	0,55	0,49	0,45	0,57	0,54	0,46
30*30	0,61	0,57	0,55	0,51	0,59	0,58	0,49
30*50	0,64	0,59	0,54	0,49	0,61	0,59	0,50
40*50	0,65	0,60	0,55	0,50	0,62	0,60	0,51
50*50	0,67	0,62	0,57	0,52	0,64	0,62	0,53
НФ = 0,3 м							
10*50	0,42	0,39	0,36	0,33	0,41	0,39	0,32
20*50	0,39	0,36	0,33	0,31	0,37	0,36	0,30
30*30	0,42	0,39	0,36	0,33	0,41	0,39	0,32
30*50	0,40	0,37	0,34	0,31	0,38	0,37	0,30
40*50	0,40	0,37	0,34	0,31	0,38	0,37	0,30
50*50	0,41	0,38	0,34	0,31	0,39	0,37	0,31

Таблиця Є.3

Результати розрахунку

Io2, м³/ГОД	Io2, м³/ т*хв	Vс, %[C] /хв	Нф, м	α, град	Лс, м	Vco отх, м³/с	Vг, м/с	S1, м²	Гж, *10 ⁻⁴
1670	0,06	0,09	0,3	10	0,306	144,7	6,344	0,124	5,53
	0,06	0,09	0,3	20	0,323	144,7	6,275	0,130	5,14
	0,06	0,09	0,3	30	0,349	144,7	6,179	0,137	4,74
	0,06	0,09	0,3	40	0,392	144,7	6,051	0,144	4,31
	0,06	0,09	0,3	50	0,467	144,7	5,880	0,152	3,87
2300	0,16	0,10	0,3	10	0,306	75,4	6,344	0,124	2,88
	0,16	0,10	0,3	20	0,323	75,4	6,275	0,130	2,68
	0,16	0,10	0,3	30	0,349	75,4	6,179	0,137	2,47
	0,16	0,10	0,3	40	0,392	75,4	6,051	0,144	2,25
	0,16	0,10	0,3	50	0,467	75,4	5,880	0,152	2,02
9600	1,00	0,13	1,5	10	1,531	67,4	5,269	1,326	16,59
	1,00	0,13	1,5	20	1,613	67,4	5,255	1,369	15,98
	1,00	0,13	1,5	30	1,744	67,4	5,236	1,413	15,37
	1,00	0,13	1,5	40	1,958	67,4	5,210	1,457	14,76
	1,00	0,13	1,5	50	2,336	67,4	5,176	1,502	14,13
19200	2,00	0,16	1,5	10	1,531	87,4	5,269	1,326	21,50
	2,00	0,16	1,5	20	1,613	87,4	5,255	1,369	20,71
	2,00	0,16	1,5	30	1,744	87,4	5,236	1,413	19,92
	2,00	0,16	1,5	40	1,958	87,4	5,210	1,457	19,12
	2,00	0,16	1,5	50	2,336	87,4	5,176	1,502	18,31
28800	3,00	0,20	1,5	10	1,531	107,3	5,269	1,326	26,41
	3,00	0,20	1,5	20	1,613	107,3	5,255	1,369	25,44
	3,00	0,20	1,5	30	1,744	107,3	5,236	1,413	24,47
	3,00	0,20	1,5	40	1,958	107,3	5,210	1,457	23,49
	3,00	0,20	1,5	50	2,336	107,3	5,176	1,502	22,50
38400	4,00	0,24	1,5	10	1,531	143,9	5,269	1,326	32,80
	4,00	0,24	1,5	20	1,613	143,9	5,255	1,369	34,11
	4,00	0,24	1,5	30	1,744	143,9	5,236	1,413	32,80
	4,00	0,24	1,5	40	1,958	143,9	5,210	1,457	31,49
	4,00	0,24	1,5	50	2,336	143,9	5,176	1,502	30,16
48000	5,00	0,28	1,5	10	1,531	179,3	5,269	1,326	40,87
	5,00	0,28	1,5	20	1,613	179,3	5,255	1,369	42,49
	5,00	0,28	1,5	30	1,744	179,3	5,236	1,413	40,87
	5,00	0,28	1,5	40	1,958	179,3	5,210	1,457	39,23
	5,00	0,28	1,5	50	2,336	179,3	5,176	1,502	37,57

Таблиця Є.4

Топлизовикористання ДСА за дослідний період (2016 рік) у порівнянні з базовим (2011 р.)

№ плавки (період)	Кількість плавок	Середня вага плавки, т	Порівн. тривалість плавки, год	Витрата чавуну, кг/т	Витрата природного газу на технологію, м3/т	Тривалість продування O2, година	Витрата кисню	
							На ванну, м3/год	Разом на технологію, м3/т
базовий період								
Січень 2011	215	242,4	3,70	831,0	6,04	2,37	5906	59,2
Лютий 2011	386	243,1	3,71	831,2	6,09	2,36	5883	60,2
Березень 2011	425	243,2	3,70	829,9	6,33	2,35	5597	57,9
Квітень 2011	339	246,2	3,72	831,0	6,29	2,40	5654	58,8
Травень 2011	410	243,6	3,80	831,2	6,62	2,48	5530	57,6
Червень 2011	279	242,2	3,82	833,4	8,08	2,43	5622	56,6
Липень 2011	418	240,5	3,62	834,0	7,41	2,41	5723	57,3
Серпень 2011	412	240,8	3,62	830,0	9,88	2,41	5801	56,8
Вересень 2011	261	239,8	3,80	829,7	6,76	2,51	5629	57,6
Жовтень 2011	418	240,7	3,70	831,0	6,50	2,47	5782	59,8
Листопад 2011	418	240,2	3,69	829,0	5,70	2,42	5699	59,0
Грудень 2011	133	239,7	3,67	831,0	6,99	2,42	5653	59,4
середнє за базовий період (2011 рік)	4114	239,3	3,71	831,0	6,89	2,44	5707	58,34
Січень 2016	435	239,8	3,58	831,5	0,00	2,42	5608	55,78
Лютий 2016	389	240,3	3,50	833,1	0,00	2,41	5648	53,95
Березень 2016	349	240,3	3,40	830,9	0,00	2,35	5715	55,55
Квітень 2016	413	239,7	3,33	831	0,00	2,35	5842	56,25
Травень 2016	360	239,9	3,43	831,2	0,00	2,29	5643	56,02
Червень 2016	274	239,6	3,56	833,4	0,00	2,41	5625	57,09
Липень 2016	404	239,9	3,43	833,2	0,00	2,39	5718	60,19
Серпень 2016	357	239,1	3,52	831,1	0,00	2,38	5850	59,78
Вересень 2016	348	238,2	3,87	833	0,00	2,45	5758	62,25
Жовтень 2016	384	239,3	3,62	831	0,00	2,66	5640	55,79
Листопад 2016	348	237,9	3,45	831,5	0,00	2,38	5349	54,40
Грудень 2016	390	239,6	3,47	830,9	0,00	2,37	5383	56,58
середнє по дослідних плавках (2016 рік)	4451	239,5	3,51	831,8	0,00	2,41	5659	56,95
відхилення	337	0,139	-0,19	0,78	-6,89	-0,04	-47,6	-1,39
%	8,2	0,1	-5,4	0,1	-100,0	-1,5	-0,8	-2,4

Таблиця Є.5

Дані про стійкість склепіння ДСА за дослідний період (2016 рік) у порівнянні з базовим (2011 р.)

Дата	Кількість плавок, шт	Дата	Кількість плавок, шт
110 кампанія 12.01.11 - 01.04.11.		134 кампанія 19.12.16 -08.03.16	
січень	215	грудень	103
лютий	386	січень	435
березень	425	лютий	389
всього за 110 кампанію	1026	березень	95
111 кампанія 07.04.11 - 18.06.11		всього за 134 кампанію	1022
квітень	339	135 кампанія 14.03.16-31.05.16	
травень	410	березень	254
червень	240	квітень	413
всього за 111 кампанію	989	травень	360
112 кампанія 28.06.11 - 19.09.11.		всього за 135 кампанію	1027
червень	39	136 кампанія 08.06.16 - 30.08.16	
липень	418	червень	274
серпень	412	липень	404
вересень	195	серпень	357
всього за 112 кампанію	1064	всього за 136 кампанію	1035
113 кампанія 26.09.11 - 12.12.11		137 кампанія 02.09.16 - 22.11.16	
вересень	66	вересень	348
жовтень	418	жовтень	384
листопад	418	листопад	317
грудень	126		
всього за 113 кампанію	1028	всього за 137 кампанію	1049
Середнє за базовий період	1027	-	
Середнє за дослідний період	-		1033
відхилення дослідного від базового періоду	-		7

Додаток Ж
Таблиця Ж.1

Розрахунок теплового балансу ДСА

№ п/п	Найменування показників	Позначення	Розмірність	Період		Примітка
				базовий період (базова фурма з подачі природного газу)	дослідний період (дослідна фурма без подачі природного газу)	
1	2	3	4	5	7	8
1	Основні параметри					
1.1	Маса металошхти	G _п	тонн	261,7	261,7	за технологією
	Вага плавки	G	т	238,0	238,0	
1.2	Тривалість плавки	t	час	3,71	3,51	
1.3	Витрата рідкого чавуна	G _ч	тонн	197,6	197,6	
1.4	Витрата металічного брухту	G _л	тонн	64,2	64,2	
1.3	Питомі витрати рідкого чавуна	G _{чуг}	кг/т	830,0	830,0	
1.4	Питомі витрати металічного брухту	G _{лом}	кг/т	269,5	269,5	
1.5	Витрати вапняку	G _{изв}	кг/т	55,0	55,0	
1.6	Витрати залізної руди (окаліна)	G _{руды}	кг/т	12,4	12,4	
Прихід теплоти						
2	Прихід теплоти з природним газом					
2.1	Нижча теплота згоряння природного газу	Q _н ^p	кДж/м ³	33729,5	33729,5	за даними ВАТ "Запоріжгаз"
2.1	Температура природного газу	t _{п.г.}	°C	20,00	20,00	по приладу
2.1	Температура природного газу розрахунок	t _{п.г.}	°C	20	20	за даними ВАТ "Запоріжгаз"
2.2	Тиск природного газу розрахунок	P _{п.г.}	кПа	176,5	176,5	розрахункове значення
2.3	Поправочний коефіцієнт	к	-	0,97	0,97	розрахункове значення
2.4	Теплоємність природного газу	c _{пг}	кДж/кг/К	1,58	1,58	довідкові дані
2.5	Тривалість періодів: заправка	t	час	0,58	0,58	за технологією
	завалка			0,33	0,33	
	прогрів			0,42	0,42	
	заливка			0,42	0,42	
	плавлення			1,29	1,09	
	доводка			0,67	0,67	
	за плавку			3,71	3,51	
2.6	Витрати природного газу за періодами (по приладу): заправка	b _{газ}	м ³ /час	320	0	за технологією
	завалка			320	0	
	прогрів			320	0	
	заливка			300	0	
	плавлення			100	0	
	доводка			200	0	
2.7	Витрати природного газу за періодами (з урахуванням поправочного коефіцієнта): заправка	b _{газ}	м ³ /час	311	0	розрахункове значення
	завалка			311	0	
	прогрів			311	0	
	заливка			292	0	
	плавлення			97	0	
	доводка			194	0	
2.8	Витрати природного газу за періодами: заправка	V _{газ}	м ³	180	0,0	розрахункове значення
	завалка			103	0	
	прогрів			131	0	
	заливка			123	0	
	плавлення			125	0	
	доводка			130	0	
	разом			792	0,0	
2.9	Середньоплавочна витрата газу	G	м ³ /час	213	0	розрахункове значення
2.10	Хімічна теплота природного газу	Q _{пг} ^x	ГДж	26,7	0,0	розрахункове значення
2.11	Фізична теплота природного газу	Q _{пг} ^ф	ГДж	0,025	0,000	розрахункове значення
2.12	Прихід теплоти с природним газом	Q _{пг}	ГДж	26,74	0,00	розрахункове значення
3	Фізична теплота чавуна					
3.1	Маса чавуна	G _{чуг}	тонн	198	198	за технологією
3.2	Температура чавуна	t _{чуг}	°C	1320	1320	

продовження табл. Ж.1

продовження табл. Ж.1

1	2	3	4	5	7	8
3.3	Питома теплоємність рідкого чавуну	$C_{\text{чуг}}^{\text{ж}}$	кДж/кг/К	0,838	0,838	довідкові дані
3.4	Питома теплоємність твердого чавуну	$C_{\text{чуг}}^{\text{т}}$	кДж/кг/К	0,746	0,746	довідкові дані
3.5	Прихована теплота плавлення	γ	кДж/кг	218	218	
3.6	Фізична теплота із чавуном	$Q_{\text{ф}}^{\text{чуг}}$	ГДж	287,65	287,65	розрахункове значення
4	Хімічна теплота рідкого чавуну					
4.1	За плавку вигорає: вуглець	C	%	4,45	4,45	за технологією
	кремній	Si	%	0,500	0,500	
	фосфор	P	%	0,060	0,060	
	марганець	Mn	%	0,120	0,120	
4.2	Сталь на випуску: вуглець	C	%	0,084	0,084	за технологією
	кремній	Si	%	0,000	0,000	
	марганець	Mn	%	0,045	0,045	
4.3	Теплові ефекти реакцій: вуглець	C	кДж/кг	33939	33939	довідкові дані
	кремній	Si	кДж/кг	31006	31006	
	фосфор	P	кДж/кг	25005,92	25005,92	
	марганець	Mn	кДж/кг	7542	7542	
4.4	Екзотермічні реакції при окисленні елементів шихти вносять тепла: C -> CO2	$q_{\text{эк}}$	ГДж	292,72	292,72	розрахункове значення
	Si -> SiO2	$q_{\text{эк}}$	ГДж	36,75	36,75	
	P -> P2O5	$q_{\text{эк}}$	ГДж	2,96	2,96	
	Mn -> MnO	$q_{\text{эк}}$	ГДж	1,12	1,12	
4.5	Хімічна теплота рідкого чавуну	$Q_{\text{эк}}$	ГДж	333,56	333,56	
	Теплота від допалювання CO					довідкові дані
	Тепловий ефект реакції горіння CO	$Q_{\text{нр}}$	ГДж	10,15	10,15	довідкові дані
	Об'ємна витрата CO	V_{CO}	м3/с	54,00	58,59	дані вимірів
	Кількість теплоти, що виділяється при допалювання CO до CO2	Q_{CO}	ГДж	153,47	166,51	розрахункове значення
5	Фізична теплота металобрухту					
5.1	Маса металобрухту	$G_{\text{ш}}$	тонн	64,2	64,2	за технологією
5.2	Температура металобрухту	t	°C	20	20	
5.3	теплоємність металобрухту	c	°C	0,112	0,112	
5.4	Фізична теплота металобрухту	$Q_{\text{ш}}^{\text{ф}}$	ГДж	0,602	0,602	розрахункове значення
6	Хімічна теплота металобрухту					
6.1	За плавку вигорає: вуглець	C	%	0,15	0,15	за технологією
	кремній	Si	%	0,10	0,10	
	марганець	Mn	%	0,35	0,35	
6.2	Сталь на випуску: вуглець	C	%	0,08	0,08	за технологією
	кремній	Si	%	0	0	
	марганець	Mn	%	0,05	0,05	
6.3	Теплові ефекти реакцій: вуглець	C	кДж/кг	33939	33939	розрахункове значення
	кремній	Si	кДж/кг	31006	31006	
	марганець	Mn	кДж/кг	7542	7542	
6.4	Екзотермічні реакції при окисленні елементів шихти вносять тепла: C -> CO2	$q_{\text{эк}}$	ГДж	1,44	1,44	розрахункове значення
	Si -> SiO2	$q_{\text{эк}}$	ГДж	1,99	1,99	
	Mn -> MnO	$q_{\text{эк}}$	ГДж	1,48	1,48	
6.5	Хімічна теплота металобрухту	$Q_{\text{ш}}^{\text{х}}$	ГДж	4,90	4,90	розрахункове значення
7	Теплота шлакоутворення					
7.1	Тепловий ефект оксиду кремнію	SiO2	ГДж	2,321	2,321	розрахункове значення
7.2	Тепловий ефект оксиду фосфору	P2O5	ГДж	1,251	1,251	
7.3	Теплота шлакоутворення	$Q_{\text{шл}}$	ГДж	3,572	3,572	
8	Теплота від випару заліза і його окиснення в дим					

продовження табл. Ж.1

1	2	3	4	5	7	8
8.1	маса металлошихти	Gш	тонн	261,7	261,7	за технологією
8.2	Тепловий ефект окислення Fe-> Fe2O3	q _{Fe2O3}	ГДж	7366	7366	
8.3	Кількість окислів в дим заліза	-	%	1,1	1,1	
8.4	Теплота від випару заліза і його окиснення в дим	Q _{Fe}	ГДж	21,205	21,205	розрахункове значення
9	Теплота від окиснення Fe->FeO в шлак					
9.1	Маса шлаку за плавку	Gшл	т	20,0	20,0	за технологією
9.2	Вміст FeO в шлаку	-	%	18,0	18,0	
9.3	Тепловий ефект окислення Fe-> FeO	q _{FeO}	кДж/кг Fe	4819	4819	
9.4	Теплота від окиснення Fe->FeO в шлак	Q _{FeO}	ГДж	13,49	13,49	розрахункове значення
10	Прихід теплоти від сусідньої ванни з газами, що відходять					
10.1	Середня температура відхідних газів	t _{вх}	°C	1600	1600	дані вимірів
10.2	Середня питома теплоємність CO2	c _{co2}	кДж/м3 K	2,384	2,384	довідкові дані
10.3	Середня питома теплоємність пара	c _{H2O}	кДж/м3 K	1,860	1,860	
10.4	Середня питома теплоємність N2	c _{N2}	кДж/м3 K	1,462	1,462	
10.5	Загальний витрата прир. газу на плавку	Gпг	м3	320	0	розрахункове значення
10.6	Питома кількість теоретично необхідних для спалювання 1м3 природного газу	V _{co2}	м3/м3	0,974	0,974	довідкові дані
10.7	CO2, H2O і N2 відповідно	V _{H2O}	м3/м3	1,925	1,925	
10.8		V _{N2}	м3/м3	3,630	3,630	
10.9	Середня питома теплоємність CO	c _{co}	кДж/м3 K	1,104	1,104	
10.10	Обсяг CO в продуктах згоряння	V _{co}	м3/с	31,0	49,0	дані вимірів газоаналізатором
10.11	Теплота CO2	Q _{co2}	ГДж	2,14	0,00	розрахункове значення
10.12	Теплота H2O	Q _{H2O}	ГДж	1,8	0,0	
10.13	Теплота N2	Q _{N2}	ГДж	2,7	0,0	
10.14	Теплота CO	Q _{co}	ГДж	36,1	57,0	
10.15	Прихід теплоти від сусідньої ванни з газами, що відходять	Q _{пр сг}	ГДж	42,8	57,0	
	Загальний прихід теплоти	Q _{общ}	ГДж	734,48	721,98	розрахункове значення
Витрата теплоти						
10	Втрати теплоти з газами, що відходять					
10.1	Середня температура відхідних газів	t _{вх}	°C	650	650	дані вимірів
10.2	Середня питома теплоємність CO2	c _{co2}	кДж/м3 K	2,384	2,384	довідкові дані
10.3	Середня питома теплоємність пара	c _{H2O}	кДж/м3 K	1,860	1,860	
10.4	Середня питома теплоємність пара N2	c _{N2}	кДж/м3 K	1,462	1,462	
10.5	Загальний витрата прир. газу на плавку	Gпг	м3	792	0	розрахункове значення
10.6	Питома кількість теоретично необхідних для спалювання 1м3 природного газу	V _{co2}	м3/м3	0,974	0,974	довідкові дані
10.7	CO2, H2O і N2 відповідно	V _{H2O}	м3/м3	1,925	1,925	
10.8		V _{N2}	м3/м3	3,630	3,630	
10.9	Середня питома теплоємність CO	c _{co}	кДж/м3 K	1,104	1,104	розрахункове значення
10.10	Обсяг CO в продуктах згоряння	V _{co}	м3/с	31,0	31,0	
10.11	Теплота CO2	Q _{co2}	ГДж	2,15	0,00	
10.12	Теплота H2O	Q _{H2O}	ГДж	1,8	0,0	
10.13	Теплота N2	Q _{N2}	ГДж	2,7	0,0	
10.14	Теплота CO	Q _{co}	ГДж	14,7	14,7	
10.15	Втрати теплоти з газами, що відходять	Q _{пр сг}	ГДж	21,4	14,7	
11	Витрата теплоти на нагрівання сталі					
11.2	Температура плавлення сталі	t _{пл}	°C	1450	1450	за технологією
11.3	Кінцева температура металу	t _к	°C	1650	1650	за технологією
11.4	Питома теплоємність твердого металу	c _т	кДж/кг K	0,7	0,7	довідкові дані
11.5	Питома теплоємність рідкого металу	c _ж	кДж/кг K	0,838	0,838	
11.6	Теплота кристалізації	r	кДж/кг K	272	272	
11.7	Витрата теплоти на нагрівання сталі	Q _м	ГДж	346,2	346,2	розрахункове значення

продовження табл. Ж.1

1	2	3	4	5	7	8
12	Витрата теплоти на нагрівання шлаку					
12.1	Маса первинного шлаку	тн	кг	12700	12700	за технологією
12.2	Маса кінцевого шлаку	тк	кг	7300	7300	
12.3	Кінцев температура шлаку	t_k	$^{\circ}\text{C}$	1670	1670	
12.4	Температура плавлення шлаку	t_k	$^{\circ}\text{C}$	1550	1550	
12.5	Маса шлаку	$m_{ш}$	тонн	20,0	20,0	розрахункове значення
12.6	Питома теплоємність шлаку	$c_{ш}$	кДж/кг К	1,25	1,25	довідкові дані
12.7	Теплота кристалізації	r	кДж/кг	209,5	209,5	
12.8	Витрата теплоти на нагрівання шлаку	$Q_{нш}$	ГДж	44,0	44,0	розрахункове значення
13	Фізична теплота рідкої сталі, що губиться зі шлаком					
13.1	Втрати сталі зі шлаком у вигляді скрапін	-	%	2,3	2,3	за технологією
13.2	Втрати сталі зі шлаком у вигляді корольків	-	%	1,300	1,300	розрахункове значення
13.4	Фізична теплота рідкої сталі, що губиться зі шлаком	$Q_{ш}$	ГДж	13,11	13,11	розрахункове значення
14	Витрата теплоти на розкладання вапняку					
14.1	Вага плавки	G	т	238,0	238,0	за технологією
14.2	витрата вапняку	G _{изв}	кг/т	55,0	55,0	
14.4	Теплота розкладання вапняку	$q_{из}$	кДж/кг	1781	1781	довідкові дані
14.5	Витрата теплоти на розкладання вапняку	$Q_{из}$	ГДж	23,31	23,31	розрахункове значення
15	Теплота на нагрівання CO₂ вапняку й недопалу вапна					
15.1	витрата вапняку	G _{изв}	кг/т	55,0	55,0	за технологією
15.3	кількість недопалу в вапні	-	%	15	15	за технологією
15.4	кількість CO ₂ в CaCO ₃	-	%	44	44	дані вимірів
15.5	Обсяг газу	-	м ³ /кг моль	22,4	22,4	довідкові дані
15.6	Молекулярна маса CO ₂	-	а.е.м.	44	44	довідкові дані
15.7	Середня питома теплоємність CO ₂	c_{co2}	кДж/ кг оС	2,38	2,38	довідкові дані
15.8	Середня температура відхідних газів	t_{yx}	$^{\circ}\text{C}$	1600	1600	дані вимірів
15.9	Молекулярна маса CaCO ₃	-	а.е.м.	100	100	довідкові дані
15.5	Теплота на нагрівання CO ₂ вапняку й недопалу вапна	Q_{co2}	ГДж	11,18	11,18	розрахункове значення
16.	Витрата теплоти на випар вологи					
16.1	Питома теплоємність води	Своды	кДж/ кг оС	4,19	4,19	довідкові дані
16.2	Температура шихти	$t_{шихты}$	оС	20	20	дані вимірів
16.3	Температура кипіння (випаровування) води	$t_{кип}$	оС	100	100	довідкові дані
16.4	Прихована теплота пароутворення води	g	кДж/кг	2258	2258	довідкові дані
16.5	Середня температура відхідних газів	t_{yx}	$^{\circ}\text{C}$	1600	1600	дані вимірів
16.6	Обсяг 1кг-моля газу	-	м ³ /КГ МОЛЬ	22,4	22,4	довідкові дані
16.7	Молекулярна маса H ₂ O	-	а.е.м.	18	18	довідкові дані
16.8	Кількість вологи в металобрухті, вапні, вапняку	-	-	0,01	0,01	довідкові дані
16.9	Маса металобрухту	G _л	кг	64150	64150	за технологією
16.10	витрата вапняку	G _{изв}	кг/т	55,0	55,0	за технологією
16.12	Середня теплоємність пари при температурі від 100 до 1700 $^{\circ}\text{C}$	c	кДж/кг К	1,89	1,89	довідкові дані
16.13	Середня теплоємність пари при температурі від 0 до 100 $^{\circ}\text{C}$	c	кДж/кг К	1,51	1,51	довідкові дані

продовження табл. Ж.1

1	2	3	4	5	7	8
16.14	Витрата теплоти на випар вологи	$Q_{вл}$	ГДж	4,72	4,72	розрахункове значення
17	Теплота на нагрівання CO, що виділяється з ванни					
17.1	Витрата рідкого чавуна	Гч	тонн	197,6	197,6	за технологією
17.2	Витрата металічного брухту	Гл	тонн	64,2	64,2	
17.3	Середня питома теплоємність CO	c_{co}	кДж/кг К	2,38	2,38	довідкові дані
17.4	Молекулярна маса CO	-	а.е.м.	28	28	довідкові дані
17.5	Температура, відходячих з печі газів, у т.ч. CO	t_{yx}	°C	650	650	дані вимірів
17.6	Расход жидкого чугуна	Гч	тонн	198	198	за технологією
17.7	Витрата металевого брухту	Гл	тонн	64	64	
17.8	вміст вуглецю в чавуні	-	%	4,45	4,45	дані вимірів
17.9	вміст вуглецю в брухті	-	%	0,15	0,15	дані вимірів
17.10	маса вуглецю в металлошхті	-	кг	8887	8887	розрахункове значення
17.11	молекулярна маса вуглецю	-	а.е.м.	12	12	довідкові дані
17.12	образується CO від окислення $CO \rightarrow CO_2$, кг	-	кг	20737	20737	розрахункове значення
17.13	Теплота на нагрівання CO, що виділяється з ванни	Q_{co}	ГДж	25,71	25,71	розрахункове значення
18	Теплота, що виноситься частками Fe_2O_3 з димом					
18.1	Маса металлошхти	Гп	тонн	261,7	261,7	за технологією
18.2	Кількість окисленого заліза	-	%	1,10	1,10	довідкові дані
18.3	Молекулярная маса Fe_2O_3	-	а.е.м.	160	160	
18.4	Маса атомов Fe в молекулі Fe_2O_3	-	а.е.м.	112	112	
18.5	Питома теплоємність Fe_2O_3	$c_{Fe_2O_3}$	кДж/кг К	1,23	1,23	
18.6	Прихована теплота випаровування заліза	r	кДж/кг	210	210	дані вимірів
18.7	Температура, відходячих з печі газів	t_{yx}	°C	1600	1600	
18.8	Теплота, що виноситься частками Fe_2O_3 з димом	$Q_{Fe_2O_3}$	ГДж	8,97	8,97	розрахункове значення
19	Теплота розкладання окалини					
19.1	витрата окалини	Груды	кг/т	12,4	12,4	за технологією
19.2	Кількість Fe_3O_4 в залізній руді	-	%	89	89	довідкові дані
19.3	Молекулярна маса Fe_3O_4	-	а.е.м.	160	160	
19.4	Маса атомів Fe в молекулі Fe_3O_4	-	а.е.м.	112	112	
19.5	Тепл.эффект восст. Fe_3O_4 до Fe	$Q_{восст}$	кДж/кг	7366	7366	
19.6	Теплота розкладання окалини	$Q_{разл}$	ГДж	13,51	13,51	розрахункове значення
20	Втрати теплоти на охолодження печі					
20.1.1	Втрати тепла на охолодження кришок завалочних вікон					
20.1.2	Витрата води на кришки завалочних вікон	$Q_{в1}$	м ³ /час	30	30	за технологією
20.1.3	витрата води на 2 зміювика в отворниках	$Q_{в2}$	м ³ /час	20	20	
20.1.4	Витрата води на амбразури термопари	$Q_{в3}$	м ³ /час	8	8	
20.1.5	Підвищення температури води у охладж элементах	тв	оC	20	20	
20.1.6	тривалість плавки	тпл	час.	3,71	3,51	за технологією
20.1.7	Питома теплоємність води	c_v	кДж/кг °C	4,19	4,19	довідкові дані
20.1.8	Втрати тепла на охолодження кришок завалочних вікон	$Q_{кр}$	ГДж	18,03	17,91	розрахункове значення
20.2.1	Втрати тепла на охолодження продувних фурм					
20.2.2	Питомі. втрати теплоти поверхнею фурми	$q_{пов}$	кДж/м ² ч	1257000	1257000	довідкові дані
20.2.3	Зовнішній діаметр фурми	d	м	0,108	0,108	дані вимірів
20.2.4	Глибина опускання фурми	г	м	3,7	3,7	
20.2.5	Продовж. продувки ванни за плавку	тпр	час	2,37	2,37	за технологією
20.2.6	Число л	-	ед.	3,14	3,14	довідкові дані

продовження табл. Ж.1

1	2	3	4	5	7	8
20.2.7	Число фурм	-	ед.	6	6	за технологією
20.2.8	Втрати тепла на охолодження продувних фурм	Q_{ϕ}	ГДж	22,43	22,43	розрахункове значення
20.3.1	Втрати теплоти на випарне охолодження рам завалочних вікон і п'яткових балок					
20.3.1	Витрата води на рами завалочних вікон	Q_{B1}	м ³ /час	2,4	2,4	дані вимірів
20.3.2	Витр.води на п'ятові балки передн.стінки	Q_{B2}	м ³ /час	2,4	2,4	дані вимірів
20.3.3	Витр.води на п'ятові балки задн. стінки	Q_{B3}	м ³ /час	2,4	2,4	дані вимірів
20.3.4	Сумарна витрата води на елементи	Q_{Bc}	м ³ /час	7,2	7,2	расчетное значение
20.3.5	Витрата води на кожен елемент	Q_B	м ³ /час	0,4	0,4	за технологією
20.3.6	Кількість завальовальних вікон	-	ед.	6	6	
20.3.7	вихід пара	qp	%	90	90	
20.3.8	Температура вхідної води	tvx	оС	20	20	дані вимірів
20.3.9	Температура води, що відходить	totx	оС	90	90	
20.3.10	тривалість плавки	tpl	час	3,71	3,51	за технологією
20.3.11	Втрати теплоти на випарне охолодження рам завалочних вікон і п'яткових балок	$Q_{исп}$	ГДж	0,78	0,74	розрахункове значення
20.4.1	Витрата теплоти на отримання пара					
20.4.2	Питома теплоємність води	c_v	кДж/кг°С	4,19	4,19	довідкові дані
20.4.3	Прихована теплота пароутворення води	r	кДж/кг	2258	2258	
20.4.4	Температура пара	tp	оС	150	150	дані вимірів
20.4.5	Температура кипіння (випаровування) води	tкип	оС	100	100	
20.4.6	Температура вхідної води	tvx	оС	20	20	
20.4.7	Молекулярная маса Н ₂ О	-	а.е.м.	18	18	довідкові дані
20.4.8	Обсяг 1кг-моля газу	-	м ³ /кг	22,4	22,4	
20.4.9	Витрата води на елементи будови печі	Q_{B4}	м ³ /час	7,2	7,2	дані вимірів
20.4.10	вихід пара	-	%	90	90	за технологією
20.4.11	тривалість плавки	tpl	час.	3,71	3,51	
20.4.12	Витрата теплоти на отримання пара	$Q_{пара}$	ГДж	65,23	65,11	розрахункове значення
20.4.13	Втрати тепла на охолодження печі	$Q_{охл}$	ГДж	106,48	106,19	розрахункове значення
21	Втрати теплоти через кладку					
21.1	Втрати теплоти через свід					
21.1.1	Радіус заокруглення своду	R	м	9,41	9,41	дані вимірів
21.1.2	Центральний угол своду	-	град	100	100	
21.1.3	Довжина дуги своду	L	м	16,42	16,42	
21.1.4	Довжина робочого простору печі	l	м	28,27	28,27	
21.1.5	Поверхня своду над робочим простором печі	$S_{св}$	м ²	464,09	464,09	розрахункове значення
21.1.6	Ср товщина своду для роботаючою печі	$d_{св}$	м	0,28	0,28	за технологією
21.1.7	Сумарний коефіцієнт теплопередачі для зовнішньої поверхні при 50оС приймається	$K_{вн}$	кДж/(м ² *ч*оС)	111,0	111,0	довідкові дані
21.1.8	Коефіцієнт теплопередачі сводового цегли приймається	$K_{кирп}$	кДж/(м ² *ч*оС)	11,06	11,06	довідкові дані
21.1.9	Середня температура своду	tcв	оС	1580	1580	дані вимірів
21.1.10	Середня температура зовнішнього шару своду	tvн св	оС	480	480	
21.1.11	тривалість плавки	tpl	час	3,71	3,51	за технологією
21.1.12	Втрати теплоти через свід	$Q_{св}$	ГДж	55,19	54,82	розрахункове значення
21.2.1	Втрати теплоти через задню стінку					
21.2.2	Товщина шамотної цегли задньої стінки	dш зс	м	0,065	0,065	дані вимірів

продовження табл. Ж.1

1	2	3	4	5	7	8
21.2.3	Ср. товщина стінки з магнезиту	d _{магн}	м	1,0	1,0	дані вимірів
21.2.4	Коефіцієнт теплопровідності магнезиту при середній температурі 1100 оС	Амагн	кДж/ (м²·ч·оС)	11,61	11,61	довідкові дані
21.2.5	Коефіцієнт теплопровідності шамоту при середній температурі 350 ° С	Ашам	кДж/ (м²·ч·оС)	1,13	1,13	довідкові дані
21.2.6	Сумарний коефіцієнт теплопередачі для зовнішньої поверхні при 30оС	Асум	кДж/ (м²·ч·оС)	109,4	109,4	довідкові дані
21.2.7	Довжина задньої стінки в одній ванні	l зс	м	16,8	16,8	дані вимірів
21.2.8	Висота задньої стінки	h зс	м	2,94	2,94	
21.2.9	Ср. температура зовнішнього слою стін	tстен	оС	50	50	
21.2.10	Втрати теплоти через задню стінку	Q _{зс}	ГДж	1,84	1,74	розрахункове значення
21.3.1	Втрати тепла через передню стінку (довжина стінки за вирахуванням розмірів вікон)					
21.3.2	Товщина передньої стінки	d пс	м	0,60	0,60	дані вимірів
21.3.3	Коефіцієнт теплопровідності магнезиту при температурі 925 ° С	Амагн2	кДж/ (м²·ч·оС)	13,41	13,41	довідкові дані
21.3.4	Розміри завальовальних вікон	-	м	1,50	1,50	дані вимірів
21.3.5				1,35	1,35	
21.3.6	Кількість завальовальних вікон	-	ед.	6,00	6,00	
21.3.7	Розміри передньої стінки печі	-	м	16,80	16,80	
21.3.8				2,94	2,94	
21.3.9	Втрати тепла через передню стінку (довжина стінки за вирахуванням розмірів вікон)	Q _{пс}	ГДж	3,92	3,82	розрахункове значення
21.4.1	Втрати теплоти через подину					
21.4.2	тривалість плавки	tпл	час	3,71	3,51	за технологією
21.4.3	Товщина поду (наварки)	d нав	м	0,22	0,22	дані вимірів
21.4.4	Товщина поду (магнезитової цегли)	d _{м кирп}	м	0,91	0,91	
21.4.5	Товщина поду (шамотного цегли)	d _{ш кирп}	м	0,07	0,07	
21.4.6	Коефіцієнт теплопровідності наварки при температурі 1600 оС	Амагн2	кДж/ (м²·ч·оС)	7,12	7,12	довідкові дані
21.4.7	Коефіцієнт теплопровідності магнезиту при температурі 925 ° С	Амагн2	кДж/ (м²·ч·оС)	13,41	13,41	
21.4.8	Коефіцієнт теплопровідності шамоту при температурі 350 ° С	Амагн2	кДж/ (м²·ч·оС)	3,44	3,44	
21.4.9	Розміри подини по зовнішній обшивці печі	-	м	25,92 3,50	25,92 3,50	дані вимірів
21.4.10	Втрати теплоти через подину	Q _{под}	ГДж	4,39	4,36	розрахункове значення
21.4.11	Втрати тепла через заслінки					
	тривалість плавки	tпл	час	3,71	3,51	за технологією
21.5.3	Товщина шару набивки заслінки	d _{засл}	м	0,065	0,065	дані вимірів
21.5.4	Коефіцієнт теплопровідності набивання заслінки при 1100 оС	Азасл	кДж/ (м²·ч·оС)	4,53	4,53	довідкові дані
21.5.5	Розміри завальовальних вікон	-	м	1,50 1,35	1,50 1,35	дані вимірів
21.5.6	Кількість завальовальних вікон	-	ед.	6,00	6,00	дані вимірів
21.5.7	Втрати теплоти через заслінки	Q _{заслонки}	ГДж	2,93	2,84	розрахункове значення
21.5.8	Втрати теплоти через кладку	Q _{кладка}	ГДж	68,27	67,59	розрахункове значення
22	Випромінюванням через відкриті вікна й гляделки завальовальних вікон					
22.1	коефіцієнт діафрагмування	Кд	-	0,65	0,65	довідкові дані
22.2	Коеф. випромінювання абс. чорного тіла	Кизл	-	4,96	4,96	
22.3	Температура відходячих газів	totx	К	1873	1873	
22.4	Число заслонок	-	ед.	6,00	6,00	дані вимірів
22.5	Час, протягом якого відкриті заслінки	t	час	1,00	1,00	
22.6	Діаметр гляделки	dгл	м	0,20	0,20	
22.7	Випромінюванням через відкриті вікна й гляделки завальовальних вікон	Q _{изл}	ГДж	21,05	20,99	розрахункове значення
23	Втрати тепла с вибивають газами					
23.1	Частка втрат в загальному обсязі теплоти від згоряння природного газу	-	%	2,50	2,50	розрахункове значення

продовження табл. Ж.1

1	2	3	4	5	7	8
23.2	Втрати тепла с вибивають газами	$Q_{\text{выб г}}$	ГДж	0,67	0,00	розрахункове значення
24	Втрати теплоти на дисоціацію					
24.1	Ступінь дисоціації CO ₂	-	-	0,140	0,140	довідкові дані
		-	-	0,120	0,120	
24.2	Ступінь дисоціації H ₂ O	-	-	0,023	0,023	
				0,035	0,035	
24.3	Теплота дисоціації CO ₂	-	-	3021	3021	
24.4	Теплота дисоціації H ₂ O	-	-	2580	2580	
24.5	Вихід CO ₂ с 1м ³ природноо газу	-	-	0,97	0,97	
24.6	Вихід H ₂ O с 1м ³ природного газу	-	-	1,93	1,93	розрахункове значення
24.7	Вихід O ₂ с 1м ³ природного газу	-	-	0,39	0,39	
24.8	Втрати теплоти на дисоціацію	$Q_{\text{дис}}$	ГДж	1,74	0,00	розрахункове значення
25	Втрати теплоти на нагрівання незасвоєного кисню					
25.1	Питома теплоємність повітря	$c_{\text{возд}}$	кДж/кг °С	1,54	1,54	довідкові дані
25.2	Втрати теплоти на нагрівання незасвоєного кисню	$Q_{\text{кисл}}$	ГДж	0,75	0,00	розрахункове значення
26	Втрати теплоти від підсмоктувань у піч холодного повітря					
26.1	Питома теплоємність повітря	$c_{\text{возд}}$	кДж/кг °С	1,45	1,45	довідкові дані
26.2	величина підсосів	a	мЗ/мин	5,00	5,00	довідкові дані
26.3	Тривалість плавки	tпл	час	3,71	3,51	за технологією
26.4	Втрати теплоти від підсмоктувань у піч холодного повітря	$Q_{\text{подс}}$	ГДж	2,55	2,41	розрахункове значення
	Прихід теплоти	$Q_{\text{прих}}$	ГДж	<u>734,48</u>	<u>721,98</u>	розрахункове значення
	Сумарні теплові втрати	$Q_{\text{пот}}$	ГДж	<u>713,58</u>	<u>702,52</u>	розрахункове значення
	невязка по балансу		%	<u>-2,85</u>	<u>-2,70</u>	розрахункове значення
27	Теплотехнічні характеристики печі					
27.2	Коефіцієнт допалювання СО	$\eta_{\text{со}}$	%	15,1	18,5	розрахункове значення
27.4	Питомі витрати палива	$g_{\text{уд}}$	мЗ/т	6,89	0,0	
27.5	Продуктивність печі	P	кг/сек	19,6	20,7	

Таблиця Ж.2

Тепловой баланс ДСА										
Прихід теплоти	базовий період		дослідний період		Витрати теплоти	базовий період		дослідний період		
	ГДж	%	ГДж	%		ГДж	%	ГДж	%	
1 Хімічна теплота природного газу	26,71	3,64	0,00	0,00	1 Втрати теплоти з газами, що відходять	21,38	3,0	14,65	2,1	
2 Фізична теплота природного газу	0,025	0,003	0,00	0,00	2 Витрата теплоти на нагрівання сталі	346,18	48,5	346,18	49,3	
3 Фізична теплота із чавуном	287,65	39,16	287,65	39,84	3 Витрата теплоти на нагрівання шлаку	43,99	6,2	43,99	6,3	
4 Хімічна теплота рідкого чавуну	333,56	45,41	333,56	46,20	4 Фізична теплота рідкої сталі, що губиться зі шлаком	13,11	1,8	13,11	1,9	
5 Фізична теплота металобрухту	0,60	0,08	0,60	0,08	5 Витрата теплоти на розкладання вапняку	23,31	3,3	23,31	3,3	
6 Хімічна теплота металобрухту	4,90	0,67	4,90	0,68	6 Теплота на нагрівання CO ₂ вапняку й недопалу вапна	11,18	1,6	11,18	1,6	
7 Теплота шлакоутворення	3,57	0,49	3,57	0,49	7 Витрата теплоти на випар вологи	4,72	0,7	4,72	0,7	
8 Теплота від випару заліза і його окиснення в дим	21,20	2,89	21,20	2,94	8 Теплота на нагрівання CO, що виділяється з ванни	25,71	3,6	25,71	3,7	
9 Теплота від окиснення Fe->FeO в шлак	13,49	1,84	13,49	1,86	9 Теплота, що виноситься частками Fe ₂ O ₃ з димом	8,97	1,3	8,97	1,3	
Прихід теплоти від сусідньої ванни	42,8	5,82	57,00	7,89	10 Теплота розкладання окालини	13,51	1,9	13,51	1,9	
#					11 Втрати теплоти на охолодження печі	106,48	14,9	106,19	15,1	
					12 Втрати теплоти через кладку	68,27	9,6	67,59	9,6	
					13 Випромінюванням через відкриті вікна й гляделки завалочних вікон	21,05	2,9	20,99	3,0	
					14 Втрати теплоти з газами, що вибивають	0,67	0,1	0,00	0,0	
					15 Втрати теплоти на дисоціацію	1,74	0,2	0,00	0,0	
					16 Втрати теплоти на нагрівання незасвоєного кисню	0,75	0,1	0,00	0,0	
					17 Втрати теплоти від підсмоктувань у піч холодного повітря	2,55	0,4	2,41	0,3	
Загальний прихід теплоти	734,48	100	721,98	100	Загальна витрата теплоти	713,58	100	702,52	100	

нев'язання по балансу

2,85 %

2,70 %



ДОДАТОК

Список публікацій здобувача за темою дисертації та відомості про апробацію результатів дисертаційної роботи

1. Яковлева И.Г. К вопросу определения концентрации газов в ванне сталеплавильных агрегатов / И.Г. Яковлева, А. А. Петрик // Вісник НТУ «ХПІ», - 2017. – № 16 (1238). - С. 94-98. *Дисертант зробив основний об'єм досліджень та сформулював висновки.*

2. Яковлева И.Г. Определение влияния теплофизических параметров на интенсификацию процессов теплообмена в ванне сталеплавильных агрегатов / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Холодильная техника и технология,- 2017. – № 53 (1). - С. 54-62. *Дисертантом сформульовані задачі досліджень та зроблені висновки.*

3. Яковлева И.Г. Исследование температурных полей реакционных зон при продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика,- 2016. – № 8. - С. 193-199. *Дисертант зробив основний об'єм досліджень, провів експерименти та сформулював висновки.*

4. Яковлева И.Г. Исследование влияния параметров продувки металла кислородом в конвертере на процесс пылеобразования испарительного происхождения / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Metallургическая и горнорудного промышленность,- 2017. – № 2. - С. 72-77. *Дисертант визначив мету досліджень, виконав розрахунки та узагальнив отриманні результати.*

5. Яковлева И.Г. Исследование влияния параметров продувки металла кислородом в конвертере на процесс пылеобразования механического (брызги) происхождения / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // Metallургическая и горнорудного промышленность,- 2017. – № 3. - С. 103-106. *Дисертант визначив мету досліджень, виконав розрахунки та узагальнив отриманні результати.*

6. Яковлева И.Г. Общая характеристика и особенности дутьевых устройств при верхней продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / И.Г. Яковлева, А.А. Петрик // *Металлургия*, - 2017. – № 1 (37). - С. 24-27. *Дисертантом проведений аналіз конструктивних особливостей і ефективності використання пристроїв для продувки ванни сталеплавильних агрегатів киснем.*

7. Petrik A. Investigation of the carbon monoxide post-combustion flame in the working space of a steelmaking unit / A. Petrik, I. Yakovleva // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, - 2017. – № 5/8 (89). - P. 51-57. *Дисертант визначив мету досліджень, сформулював ідею формування факела по довжині ванни, що зноситься потоком димових газів, провів експерименти та сформулював висновки.*

8. Патент 108529 України, МПК C21C 5/04. Оптимізація витрат природного газу в рідкі періоди плавки / Петрик О.А., Коломієць Д.Н., Чернишов С.І., Вавілов А.Ф., Степаков С.В. (Україна); заявник і патентовласник МК ПАТ “Запоріжсталь”. – № u 2015 108529; заявл. 21.12.2015; опубл. 25.07.2016, Бюл. №14. – 4 с. *Дисертант сформулював ідею нового енергозберігаючого теплового та кисневого режиму виплавки сталі, що забезпечує підвищення ефективності використання теплоти при допалюванні оксиду вуглецю.*

9. Петрик А.А. Исследование факела дожигания оксида углерода в рабочем пространстве сталеплавильного агрегата / А. А. Петрик // «43 міжнародна научно-технічна конференція комбінату «Запоріжсталь»» (м. Запоріжжя, 26-27 жовтня 2015 р.). — Запоріжжя: Запоріжсталь, 2015. – С. 58. *Дисертант підготував доповідь та запропонував теорію підвищення ефективності факелу допалювання оксиду вуглецю.*

10. Петрик А.А. Исследование температурных поле реакционных зон при продувке ванны сталеплавильного агрегата кислородом / А. А. Петрик, Д.Н. Коломиец // «Проблеми екології та експлуатації об’єктів енергетики» (м. Одеса, 20-24 вересень 2016 р.). — К: ІПЦ АЛКОН, 2017. – С. 141-144.

Дисертант підготував доповідь та зробив аналіз полів реакційних зон при продуванні ванни киснем.

11. Петрик А.А. Оптимизация кислородных режимов работы сталеплавильных агрегатов в условиях ПАО «Запорожсталь» / А. А. Петрик // «44 міжнародна науково-технічна конференція комбінату «Запоріжсталь»» (м. Запоріжжя, жовтень 2017 р.). — Запоріжжя: Запоріжсталь, 2017. – С. 59. *Дисертант підготував доповідь та запропонував новий енергозберігаючий тепловий та кисневий режими виплавки сталі в умовах ПАТ «Запоріжсталь».*

12. Петрик А.А. Разработка энергосберегающих режимов выплавки стали / А. А. Петрик // «27 всеукраїнська науково-технічна конференція молодих вчених та студентів» (м. Одеса, 14 квітня 2017 р.). — Одеса: ОНАХТ 2017. – С. 53-54. *Дисертант підготував доповідь та запропонував ідею нового кисневого режиму виплавки сталі.*

13. Petrik A.A. Thermophysical processes at the intensification of thermal work of the steel-smelting bath / A. Petrik, I. Yakovleva, L. Klimenco // Теорія і практика ефективного управління: зб. наукових праць / ЗДІА. - Запоріжжя, 2016. - т. 5. - С. 181. *Дисертант зробив аналіз та висновки щодо теплового балансу сталеплавильних агрегатів, які споживають природний газ.*

14. Петрик А.А. Исследование теплообмена в объеме сталеплавильного агрегата / А. А. Петрик // «Теорія и практика сучасної науки» (м. Дніпро, 24-25 лютого 2017 р.).-Херсон: Видавничий дім "Гельветика", 2017. – С. 137-140. *Дисертант зробив аналіз теплообміну у ванні сталеплавильного агрегату.*

15. Петрик А.А. К вопросу определения рациональной конструкции дутьевого устройства / А. А. Петрик // «Інноваційний розвиток науки нового тисячоліття» (м. Ужгород, квітень 2017 р.). — Херсон: Видавничий дім "Гельветика", 2017. – С. 135-141. *Дисертант зробив аналіз та запропонував методику визначення раціональної конструкції дутьового пристрою.*

16. Петрик А.А. Снижение выбросов вредных веществ при продувке расплава струей в ванне сталеплавильного агрегата в условиях ПАО «Запорожсталь» / А. А. Петрик // 43 міжнародна науково-технічна конференція ПАТ «Запоріжсталь» (м.Запоріжжя, 10-11 листопада 2016 р.). - Запоріжжя: Вид.

"Запоріжсталь", 2016. - С. 55. Дисертант підготував доповідь та запропонував ідею зниження викидів шкідливих речовин при збереженні продуктивності сталеплавильного агрегату.

17. Петрик А.А. Определение влияния теплофизических параметров на интенсивность перемешивания расплава в ванне сталеплавильного агрегата/ XIII international scientific and practical conference «Prospects of world science - 2017» (Sheffield, England, July 30 – August 7,- 2017. – P.3-5. Дисертант зробив аналіз та запропонував залежність, яка дозволяє визначити вплив інтенсивності продувки, характеристик дуттєвого пристрою і його положення над розплавом на інтенсивність перемішування розплаву у ванні сталеплавильного агрегату.

Віра
в. секретарю

Малиш Г. І.