

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ ЕКОНОМІКИ І ТЕХНОЛОГІЙ

ННІ/факультет Навчально-науковий технологічний інститут  
Кафедра Металургійних технологій  
Спеціальність 136 – Металургія  
Форма навчання Денна

**КВАЛІФІКАЦІЙНА РОБОТА БАКАЛАВРА**

РЕНКАС ОЛЬГА МИКОЛАЇВНА

*(прізвище, ім'я, по батькові здобувача)*

на тему Проект доменного цеху річною продуктивністю 2,1 млн. т переробного чавуну з вдуванням пиловугільного палива з метою скорочення витрати коксу  
*(повна назва теми)*

за матеріалами металургійних підприємств України і Європи  
*(повна назва бази дослідження)*

науковий керівник д.т.н., професор  
*(наук. ступінь, вчене звання)*

  
*(підпис)*

Кассім Д.О.  
*(прізвище, ініціали)*

Робота допущена до захисту в ЕК  
Протокол засідання кафедри  
від 12.06. 2025 р. № 12

Завідувач кафедри

  
*(підпис)*

д.т.н., професор  
*Наук. ступінь, вчене звання*

Д.О. Кассім  
*Ініціали, прізвище*


Кривий Ріг – 2025

ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ ЕКОНОМІКИ І ТЕХНОЛОГІЙ  
НАВЧАЛЬНО-НАУКОВИЙ ТЕХНОЛОГІЧНИЙ ІНСТИТУТ  
Кафедра металургійних технологій

Рівень вищої освіти перший (бакалаврський)  
Спеціальність 136 – Металургія  
(шифр і назва)

Завідувач кафедри

ЗАТВЕРДЖУЮ

  
(підпис)

проф. Д.О. Кассім  
(посада, вчене звання,  
прізвище ініціали)

«04» квітня 2025 року

ЗАВДАННЯ

НА КВАЛІФІКАЦІЙНУ РОБОТУ БАКАЛАВРА СТУДЕНТУ(КИ)

РЕНКАС ОЛЬЗИ МИКОЛАЇВНИ

(прізвище, ім'я, по батькові)

1. Тема кваліфікаційної роботи бакалавра:

Проект доменного цеху річною продуктивністю 2,1 млн. т переробного чавуну з вдуванням пиловугільного палива з метою скорочення витрати коксу керівник кваліфікаційної роботи Касім Дар'я Олександрівна, д.т.н.

(прізвище, ім'я, по батькові, науковий ступінь, вчене звання)

атвержені наказом закладу вищої освіти від «04» квітня 2025 № 240-ст

2. Строк подання студентом кваліфікаційної роботи до кафедри 09.06.2023

3. Вихідні дані до кваліфікаційної роботи бакалавра: статті, патенти, промислові дослідження

4. Зміст розрахунково-пояснювальної записки (перелік питань, які потрібно розробити):

4.1. Аналітична частина: дослідження питання ефективності доменної плавки при вдуванні в доменні печі пиловугільного палива з метою скорочення питомої витрати коксу доменного.









4.2. Основна частина: дослідження фізико-хімічних та термодинамічних особливостей протікання процесів в доменній печі при вдуванні пиловугільного палива в фурми доменної печі.

4.3. Розрахунково-проектна частина: проектні розрахунки доменного цеху річною продуктивністю 2,1 млн. т переробного чавуну з вдуванням пиловугільного палива з метою скорочення витрати коксу.

4.3. Охорона праці: розглянути основні небезпечні та шкідливі чинники у доменному цеху, розглянути методи боротьби з ними.

5. Перелік графічного матеріалу (з точним зазначенням обов'язкових креслень): графічний матеріал повинен в повній мірі відповідати темі диплому та відобразити його суть та запропоновані проектні рішення

6. Консультанти розділів кваліфікаційної роботи

Розділ	Прізвище, ініціали та посада консультанта	Підпис, дата	
		завдання видав	завдання прийняв
1 Аналітична частина	Кассім Д.О., професор		
2 Основна частина	Кассім Д.О., професор		
3 Розрахунково-проектна частина	Кассім Д.О., професор		
4 Охорона праці	Кассім Д.О., професор		

7. Дата видачі завдання «04» квітня 2023 р.

**КАЛЕНДАРНИЙ ПЛАН**

№ з/п	Назва етапів кваліфікаційної роботи	Строк виконання етапів кваліфікаційної роботи	Примітка
1.	Аналітична частина	09.05.2025	
2.	Основна частина	16.05.2025	
3.	Охорона праці	23.05.2025	
4.	Розрахунково-проектна частина	25.05.2025	
5.	Оформлення пояснювальної записки	30.05.2025	
6.	Виконання графічної частини	07.06.2025	
7.	Подання роботи до кафедри	09.06.2025	
8.	Захист роботи в ЕК	18.06.2025	

Студент

Керівник кваліфікаційної роботи

  
(підпис)  
  
(підпис)

Ренкас О.М.  
(прізвище та ініціали)

Кассім Д.О.  
(прізвище та ініціали)

**ВІДОМІСТЬ** дипломної роботи бакалавра  
(назва випускної кваліфікаційної роботи)

№ рядка	Формат	Позначення	Найменування	К-сть. листів	№ екз	Примітка
			Документація загальна			
1	A4	ННТІ ДУЕТ.136.ВРБ.ПЗ	Пояснювальна записка	77		
			Слайди			
2	A4	ННТІ ДУЕТ.136.ВРБ.01	Схема традиційного процесу вдування пиловугільного палива в доменну піч	1		
3	A4	ННТІ ДУЕТ.136.ВРБ.02	Поведінка згоряння при різних швидкостях подачі ПВП:(а) розподіли компонентів і температури вздовж осі, (b) статистика вигорання вугілля в зоні раковини	1		
4	A4	ННТІ ДУЕТ.136.ВРБ.03	Внутрішні стани при різних швидкостях подачі ПВП: (а) розподіли швидкості газу (ліворуч) та вектори швидкості рідини, зафарбовані температурою рідини (праворуч), (b) розподіли температури твердої фази	1		
5	A4	ННТІ ДУЕТ.136.ВРБ.04	Просторові розподіли CO та H <sub>2</sub> за молярною часткою при різних швидкостях подачі ПВП	1		
6	A4	ННТІ ДУЕТ.136.ВРБ.05	ВИСНОВКИ	1		

ННТІ ДУЕТ.136.ВРБ

Зм.	Лист	№ документа	Підпис	Дата
Розробив		Ренкас О.М.	<i>С.Р.</i>	08.06
Керівник		Кассім Д.О.	<i>Д.О.</i>	09.06
Н.контр.		Кассім Д.О.	<i>Д.О.</i>	09.06
Затв.		Кассім Д.О.	<i>Д.О.</i>	09.06

Відомість випускної роботи бакалавра

Літ.		Лист	Листів
Д	Т	1	1

ННТІ ДУЕТ  
каф. Металургійних технологій  
гр. МЧМ-22 ск

## АНОТАЦІЯ

Пояснювальна записка до випускної кваліфікаційної роботи бакалавра:  
103 стор., 32 рис., 4 табл., 7 формул, 225 літ. джерела

Об'єкт розробки – процес вдування пиловугільного палива (ПВП) у доменну піч.

Мета роботи – аналітичне дослідження впливу інтенсивності вдування пиловугільного палива на параметри роботи доменного агрегату, включно з витратою коксу, температурою продуктів згорання, газовою утилізацією, тиском та інтенсивністю відновних процесів.

Методи дослідження – системний аналіз літературних джерел, наукових публікацій і результатів комп'ютерного моделювання, представлених у фахових виданнях, із метою виявлення закономірностей впливу ключових параметрів процесу на техніко-економічні показники доменного виробництва.

У роботі проаналізовано численні результати моделювань, у яких варіювалися такі фактори, як витрата ПВП (від 35 до 235 кг/т чавуну), вміст кисню в дутті (від 3 до 5%), вологість дуття (до 15 г/Нм<sup>3</sup>) та конфігурація розподілу шихти (параметр  $L_0$ ). Розглянуто зміну коксового коефіцієнта, температури гарячого дуття та шлаку, рівня утилізації CO, інтенсивності реакцій відновлення (як непрямого, так і прямого), а також температур у зонах горна, шляху руху шихти та топу печі. Також вивчено вплив концентрацій CO і H<sub>2</sub> у газовій фазі на теплову ефективність процесу.

За результатами аналітичного дослідження було сформульовано завдання основної частини роботи – дослідити фізико-хімічні та термодинамічні особливості протікання процесів в доменній печі при вдуванні пиловугільного палива в фурми доменної печі.

ДОМЕННА ПІЧ, ПИЛОВУГІЛЬНЕ ПАЛИВО, ВДУВАННЯ,  
ІНТЕНСИВНІСТЬ ГОРІННЯ, НЕПРЯМЕ ВІДНОВЛЕННЯ

## ЗМІСТ

ВСТУП	7
1. АНАЛІТИЧНА ЧАСТИНА	8
1.1. Необхідність вдування ПВП у ДП	8
1.2. Виклики при підвищенні рівня вдування ПВП	10
1.2.1 Обробка вугілля	10
1.2.2 Заклинювання інжекційного сопла	13
1.2.3 Часткове згоряння ПВП	14
1.2.4 Нижчий коефіцієнт заміщення коксу вугіллям	21
1.3. Заходи для виявлення та контролю пошкоджень фурми	23
1.3.1 Виявлення пошкоджень фурми та продовження її ресурсу	23
1.3.2 Модифікація конструкції сопла	25
1.3.3 Виявлення закупорки ПВП	28
ВИСНОВКИ АНАЛІТИЧНОЇ ЧАСТИНИ	40
2. ОСНОВНА ЧАСТИНА	41
2.1. Опис проблеми	41
2.2. Математична модель	44
2.3. Моделювання та граничні умови	50
2.4. Результати дослідження	55
ВИСНОВКИ ОСНОВНОЇ ЧАСТИНИ	77
3. ОХОРОНА ПРАЦІ	78
ВИСНОВКИ	81
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	83

## ВСТУП

У сучасних умовах розвитку металургійної галузі зростає потреба у впровадженні енергоефективних і екологічно безпечних технологій виробництва чавуну. Одним із перспективних напрямів удосконалення традиційної доменної плавки є використання пиловугільного палива (ПВП), що дозволяє знизити витрати коксу та зменшити шкідливі викиди у навколишнє середовище.

Актуальність теми дипломної роботи полягає у необхідності оптимізації технологічних процесів у доменному виробництві для підвищення його енергоефективності та економічної доцільності. Особливої уваги заслуговує аналіз впливу теплових процесів на формування макроструктури безперервно литої заготовки, що є важливою ланкою у загальному виробничому циклі.

Метою даної роботи є дослідження впливу теплових умов та процесів охолодження на формування макроструктури чавунних заготовок, а також оцінка ефективності застосування пиловугільного палива в доменній плавці.

Для досягнення поставленої мети в роботі були розглянуті сучасні тенденції розвитку доменного виробництва, виконано теплотехнічні розрахунки доменної печі з урахуванням подачі ПВП, а також проаналізовано зміни у структурі металу при різних режимах охолодження.

## 1. АНАЛІТИЧНА ЧАСТИНА

### 1.1. Необхідність вдування ПВП у ДП

Були зроблені різні спроби зменшити споживання коксу шляхом удосконалення системи вдування вугілля: збільшенням потужності помелу, збільшенням витрати вдування, модифікацією конструкції інжекційного сопла або комбінацією всіх зазначених підходів. Здійснювались також спроби оптимізувати керування піччю та покращити ефективність роботи ДП.

Забезпечення стабільної роботи ДП протягом тривалого часу, уникаючи будь-яких відхилень, завжди було метою операторів. Однак через наявність різних значних або незначних відхилень складно підтримувати стабільну роботу ДП тривалий час. Коли оператори змінюють шихтовий склад або розподіл шихти, а також регулюють параметри дуття для повернення ДП у нормальний стан, спостерігається затримка у відгуку печі на ці зміни. Це призводить до періодичних температурних коливань, які зумовлюють зростання потреби в коксі, зниження продуктивності та збільшення собівартості виробництва.

Якість гарячого чавуну безпосередньо залежить від належного функціонування системи вдування ПВП через фурми [3]. ПВП вважається загальноприйнятою технологією часткової заміни дорогого металургійного коксу в ДП нарівні з іншими типами вдування, такими як деревне вугілля [4,5], відходи пластмас [6,7], природний газ [8,9], смола, антрацит [1,10], низькоякісні вугільні залишки [11] або їх комбінації [12,13].

Використання ПВП дозволяє зменшити вартість гарячого металу і сприяє подовженню терміну служби коксових батарей. Хоча були спроби замінити металургійне вугілля австралійським бурим вугіллям (з високою вологістю та низьким вмістом золи), яке має схожі характеристики згоряння з ПВП [14], в літературі не представлено даних щодо його застосування у реальній експлуатації ДП [15–18].

У літературі також згадуються інші варіанти вдування — агломеровані суміші пластмас, деревне вугілля та біовугілля [19–22]. Існуючі джерела чітко свідчать, що вдування подрібненого біовугілля у ДП є перспективною ініціативою для зниження викидів  $\text{CO}_2$ . Рівень зниження оцінюється в межах від 18% до 40%. Однак з економічної точки зору, якщо біовугілля повністю замінить ПВП, собівартість гарячого металу зросте на 5–16%. Тож, щоб залишатися конкурентоспроможними, або потрібно знизити ціну біовугілля, або запровадити податки на викиди вуглецю [22,22].

Assis та ін. [23] дослідили можливість використання суміші деревного вугілля та біомаси як ефективною альтернативи зменшенню залежності від вугілля та коксу, зберігаючи ефективність процесу завдяки моделюванню інжекції в ДП. Це може зменшити витрати сталеливарного підприємства та викиди парникових газів.

ДП, яка використовує деревне вугілля, виробляє чавун з високою хімічною чистотою, з меншим енергоспоживанням, виділяючи 800 кг  $\text{CO}_2$  на 1 тону сталі, що значно менше за викиди при використанні коксу — 1600 кг  $\text{CO}_2$  на тону сталі. Дослідження з використанням симулятора інжекції в ДП показали, що швидкість вдування біомаси понад 130 кг/т чавуну забезпечує кращі показники згоряння порівняно з вдуваним вугіллям.

Також було проведено глибокий аналіз ефективності приготованих твердих біовуглеців для прямого вдування у доменне виробництво. Відомо, що викиди парникових газів можна зменшити на 20% шляхом заміни ПВП на тверде біовугілля для прямого вдування в ДП. Ng та ін. [24] зазначають, що для суттєвого зниження викидів  $\text{CO}_2$  без значного подорожчання сировини бажано використовувати біовугілля з низьким масовим співвідношенням О/С [24]. Однак низьке співвідношення О/С може створити додаткові технологічні труднощі в процесі роботи ДП.

## 1.2. Виклики при підвищенні рівня вдування ПВП

### 1.2.1 Обробка вугілля

Використання пиловугільного палива (РСІ) висуває низку викликів щодо обробки вугілля та забезпечення високої готовності млина до подачі необхідної кількості вугілля для вдування. Помел вугілля — це процес підготовки сирого вугілля до вдування у доменну піч. Розподіл розмірів дрібних частинок вугілля впливає на здатність до згорання. Крім того, вологість у дрібному вугіллі має бути видалена для належного транспортування вугілля від судини подачі до вугільних ліній. Зазвичай для помелу вугілля використовуються роликові млини, де відхідні гази з доменних повітрянагрівачів використовуються для видалення вологи з сирого вугілля. Після помелу пиловугільне паливо проходить через рукавний фільтр, де відокремлюються вугільний пил і відхідні гази, а потім вугілля передається до силосу дрібного вугілля, звідки транспортується у вдувальні ємності. Підтримка належної температури та вмісту кисню під час процесу помелу є важливою для безпечної роботи млина. Такі властивості вугілля, як індекс шліфованості (HGI), також впливають на швидкість помелу та енергоспоживання вугільних млинів.

ПВП з вдувальних ємностей змішується з транспортним газом (азотом або стислим повітрям) [25] і транспортується до розподільника (виготовленого з м'якої сталі та розрахованого на дуже високий тиск 6–8 бар), який розподіляє ПВП порівну для вдування у всі фурми. Розподільник розташований у верхній частині доменної печі та спроектовано таким чином, щоб рівні кількості вугілля подавалися до всіх ліній вдування. На рисунку 1.1 показано традиційний процес подачі ПВП у доменну піч [11]. Застосовується ступінчаста подаюча лінія для оптимізації швидкості транспортування та зменшення зношування транспортувальних і вдувальних ліній. Транспортна лінія складається з трубопроводу змінного діаметра, що гарантує підтримання необхідної швидкості транспортування та запобігає осіданню частинок ПВП у трубі. Для

запобігання накопиченню ПВП у вдувальних лініях кожен ліній періодично продувають високим тиском азоту.

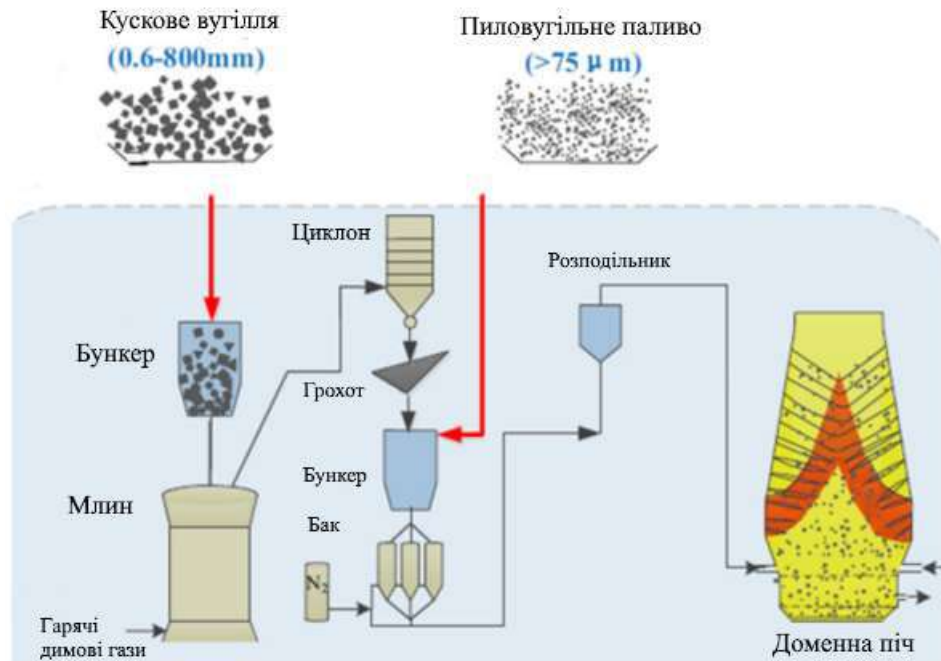


Рис. 1.1. Схема традиційного процесу вдування пиловугільного палива в доменну піч

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [11]

Зазвичай вдувальні лінії мають однакову довжину, сталий внутрішній діаметр і подібну геометрію для забезпечення рівномірного розподілу вугілля на всі фурми. Це важливо, оскільки швидкість потоку ПВП є функцією діаметра, довжини, нахилу, кута вигину та властивостей суміші ПВП/транспортного газу. Рівномірний розподіл вугілля необхідний для підтримання симетрії у прифурмових умовах для різних фурм. Якщо розподіл вугілля нерівномірний, температура полум'я та вміст кисню будуть різними для різних фурм, що може призвести до порушення процесу через диференційований рух шихти через різні фурми. З цією метою після розподільника довжина вугільних ліній однакова для всіх фурм, а також використовуються витратоміри в окремих лініях. Вдувальні лінії

виготовляються з жаростійкої нержавіючої сталі, а вдувальні сопла з'єднуються через гнучкі шланги з вдувальними лініями. Вдувальні сопла вставляються у тримач (з вуглецевої сталі), який монтується на повітропровід фурми та фіксується за допомогою спеціального швидкороз'ємного з'єднання. Саме сопло складається з двох основних частин: основного корпусу, що фіксується до з'єднання, і наконечника, що приєднується різьбовим з'єднанням. Рекомендується встановити металодетектор (наприклад, магнітний сепаратор) у подавачах вугілля, який зможе виявляти наявність феромагнітних частинок разом із сирим вугіллям.

Швидкість ПВП є функцією різниці тиску між тиском гарячого дуття і тиском у резервуарі подачі. Кількість ПВП визначається процесним комп'ютером і регулюється оператором. Оператор доменної печі задає бажане значення витрати вдування. Це завдання порівнюється з фактичною швидкістю ПВП, яка обчислюється за швидкістю зміни маси резервуара подачі. Отриманий сигнал помилки обробляється ПД-контролером, який регулює тиск у резервуарі, і значення завдання відповідно змінюється. Оператор задає вручну значення витрати ПВП (у кг вугілля/т чавуну). Процесний комп'ютер перетворює цей сигнал у кг/год на основі продуктивності доменної печі.

Частинка вугілля після виходу з сопла потрапляє в повітропровід, де поглинає тепло гарячого повітря і починає дегазацію та горіння. Піроліз вугілля починається при 400 °C із виділенням смол при 400–900 °C, після чого при температурах вище 900 °C відбувається виділення CO і H<sub>2</sub>. Розмір частинок вугілля та середовище транспортування — два найважливіших фактори. Якщо розмір частинок занадто великий — окрім зниженого згорання, вони також будуть більш абразивні, що скоротить строк служби труб. Якщо вологість дрібного вугілля висока — воно може прилипати до внутрішніх стінок транспортної труби. Також, якщо через високе значення HGI утворюється надмірна кількість ультрадисперсного пилу — він також осідатиме. Залежно від кількості транспортного газу існують різні режими транспортування: розріджена, щільна та надщільна фази транспортування у порядку зменшення кількості газу.

Процес ініціюється у повітропроводі й бажано, щоб він завершувався у прифурмовій зоні, інакше знадобиться підвищити витрати вугілля, що викликає експлуатаційні труднощі.

### 1.2.2 Заклинювання інжекційного сопла

Інжекційні сопла ПВП часто забиваються через сегрегацію частинок. Щоб цього уникнути, регулярно подають азот ( $N_2$ ). Для цього всі сопла відключають від подачі ПВП, після чого подається азот.

Sexton та ін. [26] повідомили, що інжекція вугілля в умовах нагріву ДП може сприяти агломерації частинок. За результатами випробувань у печі з вертикальним трубопадом (DTF) виявлено, що вугілля з високими показниками спекаємості утворює агломерати частіше, ніж неспікаюче, тому його слід змішувати з типовим коксовим вугіллям [27,28].

Також повідомляється, що розмір чару зменшується з часом згорання через мікропористість, а реактивність знижується через втрату внутрішньої активності. Незважаючи на збільшення площі поверхні, впорядкування структури призводить до зниження активності. Якщо вугілля не повністю згоряє в зоні фурми, воно повертається у головний повітропровід і може згоріти над футеровкою, пошкоджуючи допоміжні вузли — фурму, охолоджувач, сопло, повітропровід [29–31].

Вугільний пил може потрапити до сусідньої фурми, впливаючи на її гаряче дуття. Ефективним способом зменшення товщини “пташиного гнізда” є збагачення дуття киснем [32]. Високе згорання є бажаним, але при високому рівні ПВП воно не завжди повне. Незгорілий чар і дрібний кокс накопичуються на межі прифурмової зони, утворюючи область низької проникності — так зване “пташине гніздо”.

Вихід з ладу інжекційного сопла призводить до припинення подачі вугілля в цю точку. Причинами можуть бути висока температура окиснення зовнішньої поверхні та ерозія внутрішньої поверхні, зумовлена швидкістю

дугтя і властивостями матеріалу [33]. Для підвищення зносостійкості внутрішньої поверхні рекомендується використовувати ПВП з високою здатністю до помелу і підвищеною твердістю сопел [33].

Також застосовують термозахисні алюмінієві покриття [34]. Для покращення згорання використовуються різні типи сопел — коаксіальні, киснево-вугільні тощо. Технології ПВП описані в роботі Ishii [35].

### 1.2.3 Часткове згорання ПВП

На рисунку 1.2 показано, що процес ПВП включає три реакційні стадії — від вдування до внутрішньої частини печі [35]. Відразу після точки вдування всі леткі речовини газифікуються (реакція дегазації).

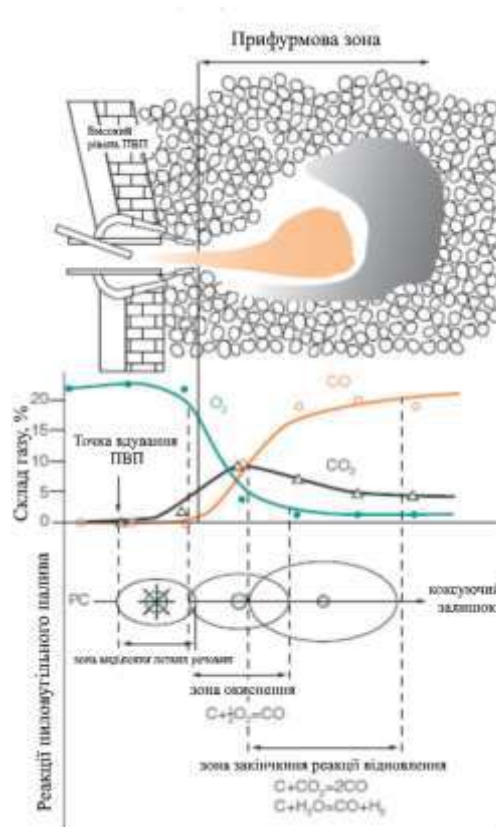


Рис. 1.2. Реакції пилувугільного палива в зоні циркуляції

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [35]

Потім вуглець і водень окислюються до  $\text{CO}_2$  та  $\text{H}_2\text{O}$ . У завершальній стадії ці гази знову перетворюються на  $\text{CO}$  і  $\text{H}_2$  (реакція втрати вуглецю). Склад газів у прифурмовій зоні змінюється залежно від стадії:  $\text{O}_2$  максимальний у зоні дегазації, але швидко зменшується в зоні окислення.  $\text{CO}$  зростає до максимуму на останній стадії. Зі збільшенням рівня ПВП ця реакція зміщується ближче до стінки [35].

Часткове згоряння ПВП перед прифурмовою зоною призводить до утворення незгорілого чару [36,37] (рис. 1.3) і сажі, що закупорює зону. Незгорілий чар швидше реагує у реакції втрати вуглецю, ніж кокс, але при стехіометричному співвідношенні  $< 0.70$  його кількість у пилі зростає, зменшуючи проникність і збільшуючи винесення вуглецю у шлак та газ.

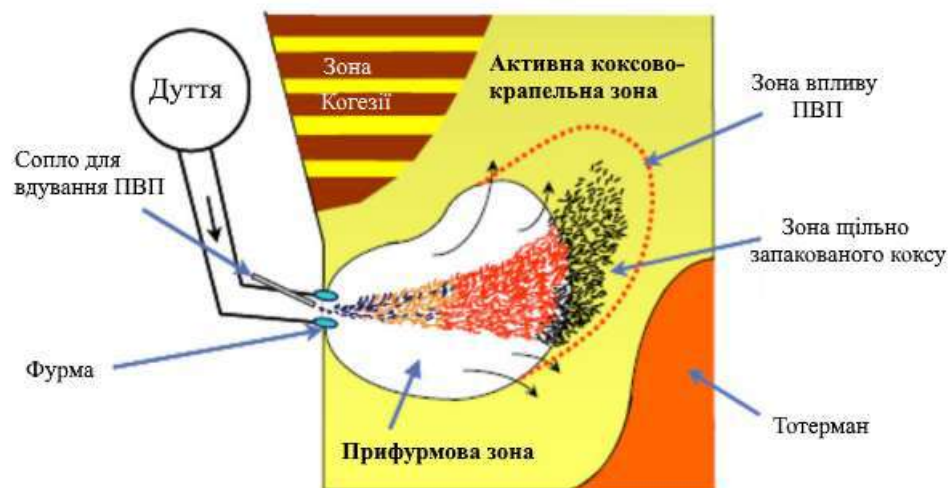


Рис. 1.3. Схема вдування пиловугільного палива в нижню частину доменної печі

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [36]

Це також може спричинити закупорювання центрального коксового каналу, що погіршує розподіл газу і сприяє обтічному потоку, підвищуючи теплове навантаження на стінки [38].

Підвищення тиску дуття збільшує швидкість вдування, що поглиблює і розширює прифурмову зону — зона згоряння вугілля зростає.

На рис. 1.4 показано вплив розташування сопла на ефективність згоряння і відкладення золи [38]. Віддалення сопла від фурми дає більше часу для піролізу і покращує згоряння. Але неправильна позиція може пошкодити повітропровід. Незгоріле ПВП осідає перед наконечником сопла, що залежить і від температури спікання золи.

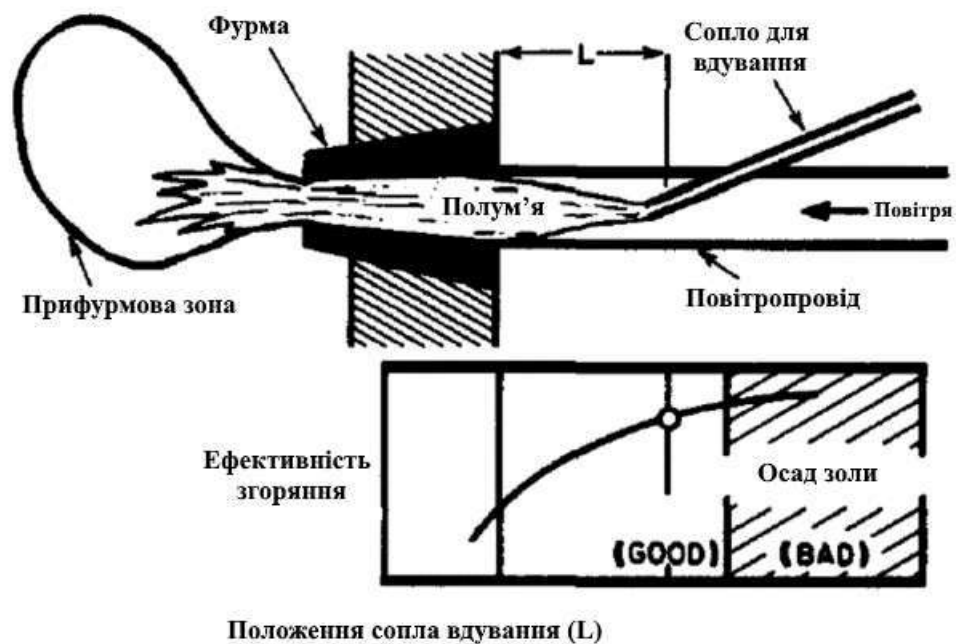


Рис. 1.4. Вплив положення ланца на ефективність згоряння та відкладення золи

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [38]

Рис. 1.5 демонструє характеристики згоряння вугілля по центру печі [39]. Це результати чисельного моделювання (CFD-DEM). Модель описує згоряння вугілля і коксу з динамікою прифурмової зони.  $t = 7$  с — момент досягнення стаціонарного стану. Ступінь згоряння визначається за балансом золи. RVM — залишкові леткі речовини по напрямку від сопла. Найвищий ККД — відразу на вході сопла. Далі ефективність падає.

Найбільш активна біля фурменного отвору — через достатню кількість кисню. При віддаленні всередину печі вміст кисню зменшується, що знижує ефективність згоряння ПВП.

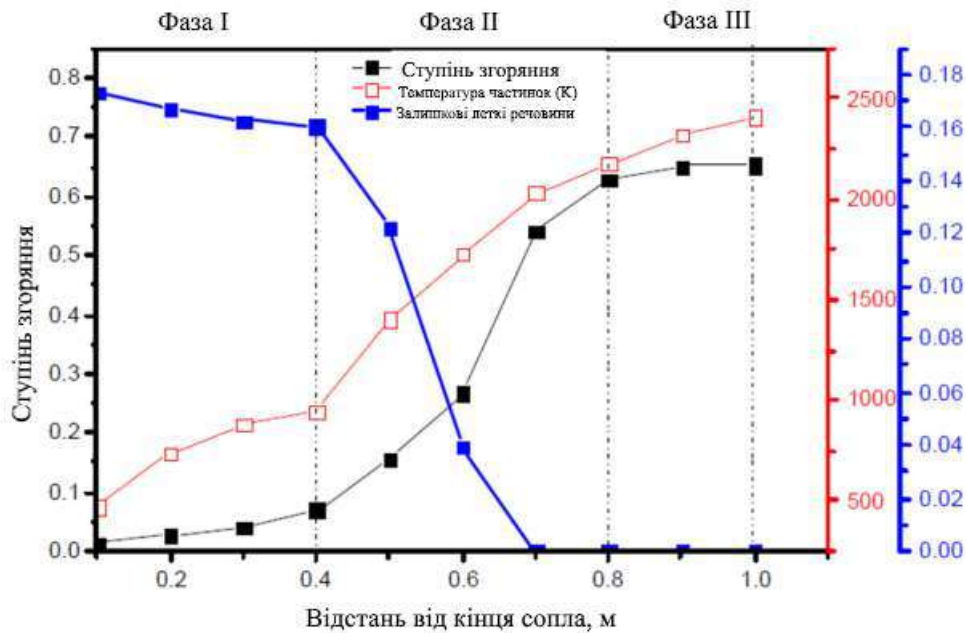


Рис. 1.5. Характеристики згоряння пиловугільного палива вздовж центральної лінії фурми в зоні циркуляції на момент часу  $t = 7,0$  с

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [39]

Необхідно забезпечити ефективний рівень вдування ПВП та заздалегідь протидіяти його негативним наслідкам у зоні перед фурмою. При роботі ДП на підвищених рівнях ПВП виникає низка викликів і потребуються складні системи керування [40–42]. Зокрема, значне збільшення рівня ПВП може призвести до різкого зростання втрат із пилом, що головним чином зумовлено частковим згорянням вугілля, вдуваного через фурми. Добре відомо, що підвищення рівня ПВП знижує швидкість його згоряння перед фурмою, а отже, заміщення коксу еквівалентною кількістю ПВП не досягається, коли ДП працює на високих рівнях ПВП.

Тому рекомендується оптимальний режим експлуатації ДП, за якого досягається вищий коефіцієнт заміщення коксу ПВП, що дозволяє підвищити продуктивність печі та знизити вартість гарячого чавуну. Цього можна досягти шляхом оптимізації параметрів дуття таким чином, щоб покращити згоряння ПВП — зокрема, шляхом оптимального вмісту кисню в дутті та підтримання

достатньої температури гарячого дуття для забезпечення необхідної адіабатної температури полум'я (RAFT) у прифурмовій зоні.

Для заданої конструкції фурми ДП, кута введення сопла і положення його наконечника існує оптимальна позиція наконечника вздовж осі сопла відносно центра фурми, яка забезпечує найкращу дисперсію ПВП та мінімізує ерозію корпусу фурми. Цей підхід дозволяє досягти рівномірної дисперсії ПВП у поперечному перерізі фурми, що сприяє кращому змішуванню з гарячим дуттям та підвищенню ефективності згоряння ПВП перед входом частинок у прифурмову зону.

Коли відбувається закупорка подачі ПВП, вугілля замість рівномірного розподілу в зоні сопла накопичується локально. Це також призводить до значного збільшення перепаду тиску в зоні фурми, де виникла закупорка. Закупорка може тривати від кількох секунд до кількох хвилин, залежно від її інтенсивності. Закупорки короткотривалі — звичне явище в експлуатації ДП, а тривалі можуть призводити до припинення подачі вугілля для запобігання порушенням у роботі печі та пошкодженням, спричиненим постійним незгорілим вугіллям, яке осідає на поверхні коксу на межі прифурмової зони, утворюючи зону низької проникності — так зване «пташине гніздо» [43].

ПВП має добру горючість за наявності відповідних органічних функціональних груп. Існують спроби покращити згоряння ПВП за допомогою каталізаторів [44] або шляхом розробки коаксіального вугільно-кисневого сопла, у якому частина чистого кисню подається безпосередньо через сопло, уповільнюючи займання ПВП одразу після виходу з сопла [45].

Здатність ПВП до згоряння також залежить від потоку частинок, розміру прифурмової зони та розміру самих частинок ПВП [46][2]. На неї впливають: розмір частинок, тип вугілля, параметри фурми — збагачення киснем, температура дуття та конфігурація сопла. Повідомляється, що підвищення вмісту кисню в дутті покращує згоряння ПВП у коаксіальному соплі, і навпаки.

Іншим викликом, що обмежує високий рівень ПВП, є значна варіативність хімічного складу при змішуванні вугілля, що ускладнює

використання понад певний рівень. Також збір, обробка, зберігання і транспортування сировини є невід’ємною частиною процесу. Для подолання експлуатаційних труднощів при роботі з високими рівнями ПВП у ДП впроваджуються різні заходи [47–49].

Здатність до згоряння інжекційного палива залежить від параметрів дуття, таких як рівень вдування, збагачення киснем та швидкість гарячого дуття — вони визначають кінетичну енергію потоку. Проводяться спроби покращити дисперсію ПВП шляхом додаткового вдування природного газу, що сприяє кращому розсіюванню факела вугілля [51,52].

На рисунку 1.6 показано оригінальне зображення з високошвидкісної камери фурми та оброблене зображення з позначеними зонами незгорілого палива та полум’я. Повідомляється, що індекс дисперсії розраховується як сума площі незгорілої зони та зони світного полум’я [50].

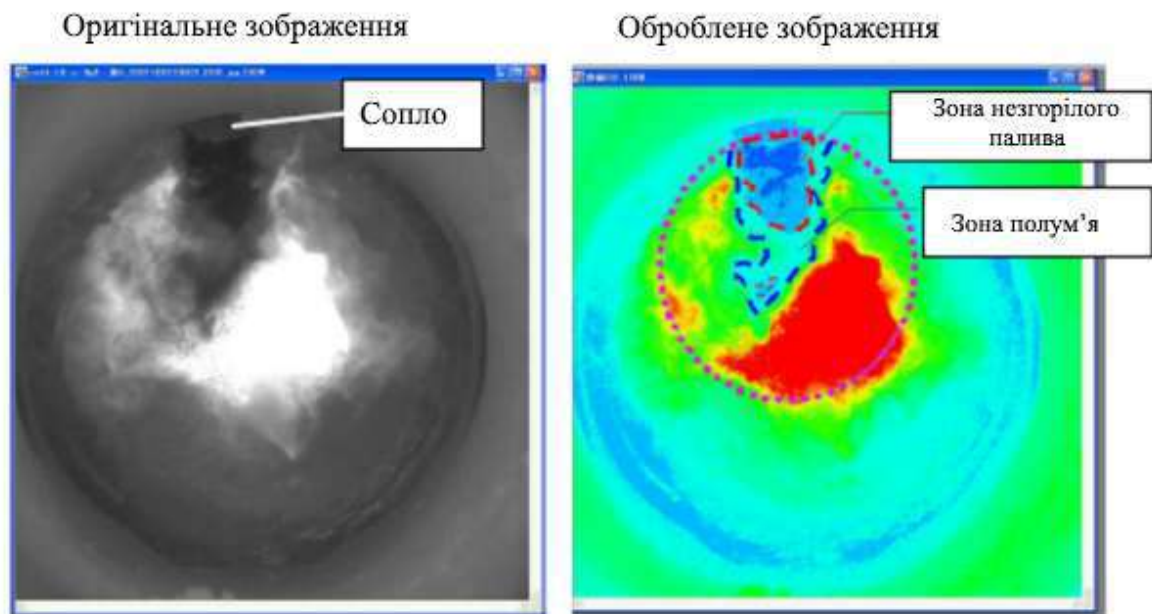


Рис. 1.6. Згоряння пиловугільного палива із зазначенням зон незгорілого палива та полум’я

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [50]

Добре відомо, що чим краще дисперговане вугілля — тим краща його здатність до згорання. Коли збільшується рівень ПВП, відстань між частинками зменшується, а доступний обсяг кисню — також. Властивості вугілля, такі як вміст летких речовин, зольність, положення сопла та умови дуття істотно впливають на дисперсію вугілля та, відповідно, на його згорання в зоні фурм.

Променевий підігрів вугілля починається з  $400^{\circ}\text{C}$ , на цій стадії починається піроліз — дегазація летких речовин. Температура частинок зростає, і згорання починається при  $1170^{\circ}\text{C}$ , коли зростає частка фіксованого вуглецю. З віддаленням від наконечника фурми вугілля диспергується, а обсяг кисню зменшується, що знижує його здатність до згорання. Через меншу кількість кисню погіршується утворення чару, що відображається в складі доменного газу. Якщо стехіометричне співвідношення кисню падає нижче 0,70 — зростає вміст незгорілого чару в пилі. На четвертому етапі цей пил потрапляє в доменний газ, а на останньому етапі відбувається реакція втрати вуглецю.

Для вугілля з високим вмістом летких речовин ефективний вміст фіксованого вуглецю є меншим, отже, за умови однакової подачі палива, при більшій наявності кисню його здатність до згорання зростає. Vösenhofer та ін. [53] показали, що не існує стандартного обладнання для випробувань згорання ПВП. Для таких досліджень використовуються різні реактори, залежно від умов ДП. Лише спеціальні печі з вертикальними трубками та проточні реактори здатні імітувати умови прифурмової зони; інші методи, як термогравіметричний аналіз і реактори з дровою сіткою, не дають адекватних результатів.

Результати досліджень свідчать про важливість забезпечення якості коксу в центральній частині ДП, оскільки масивний кокс у центрі покращує проникність у зоні "мертвого простору". При високому рівні ПВП зола, що утворюється при його згоранні, осідає на крапельному коксі, просочується до подини і знижує проникність розплаву в "мертвій" зоні [54].

#### 1.2.4 Нижчий коефіцієнт заміщення коксу вугіллям

Швидкість згоряння ПВП змінюється залежно від рівня його вдування і якості вугілля [55]. Для підвищення рівня ПВП у ДП враховують різні фактори, зокрема властивості вугілля, ефективність згоряння та коефіцієнт заміщення вугіллям коксу. Коефіцієнт заміщення визначається як співвідношення кількості коксу (кг/т чавуну) до кількості вугілля (кг/т чавуну) і зростає зі збільшенням вмісту фіксованого вуглецю у вугіллі [56].

ПВП згорає перед фурмою протягом частки секунди, тому він має бути достатньо подрібненим, щоб повністю згоріти при контакті з гарячим дуттям. Якщо ПВП не встигає повністю згоріти, частинки вугілля можуть проникнути в подину. Якщо це відбувається протягом тривалого часу, у подині накопичуються частинки вугілля, що призводить до зниження індексу чистоти “мертвого простору” й створює труднощі при випуску гарячого чавуну та шлаку.

У таких умовах процесу, коли ПВП згорає повністю з утворенням  $\text{CO}$ , зменшується доступна кількість  $\text{CO}$ , необхідна для відновлення заліза з залізовмісних матеріалів. Якщо ж ПВП не повністю згорає, кількість  $\text{CO}$  також зменшується, що призводить до зниження температури гарячого чавуну на виході і виникає потреба у додатковому джерелі енергії для повернення ДП до нормального режиму роботи.

Підвищення рівня ПВП зменшує потребу в коксі та споживання енергії, а також сприяє зменшенню викидів  $\text{CO}_2$ , забезпечуючи при цьому необхідний рівень енерговитрат. Це зумовлено тим, що незгоріле ПВП частково виводиться разом із пилом і шлаком із ДП [57–59]. Стехіометричне співвідношення кисню обмежує швидкість згоряння і, відповідно, стримує подальше збільшення рівня ПВП у ДП. Із підвищенням рівня ПВП коефіцієнт заміщення коксу вугіллям починає знижуватись за відсутності таких сприятливих факторів, як підвищена температура гарячого дуття або збагачення киснем (рис. 1.7) [60].

Okosun та ін. повідомляють, що згоряння ПВП у прифурмовій зоні може бути підвищено приблизно до 87% шляхом спільного вдування природного газу як транспортного носія ПВП без зміни конфігурації фурми або сопла на заводі AK Steel Dearborn Works [61]. Були вивчені різні експлуатаційні параметри — збагачення киснем, температура гарячого дуття, об'єм дуття — та їх вплив на ступінь згоряння. Ступінь згоряння можна додатково підвищити до 96% за допомогою конструкції подвійного сопла для системи вдування природного газу.

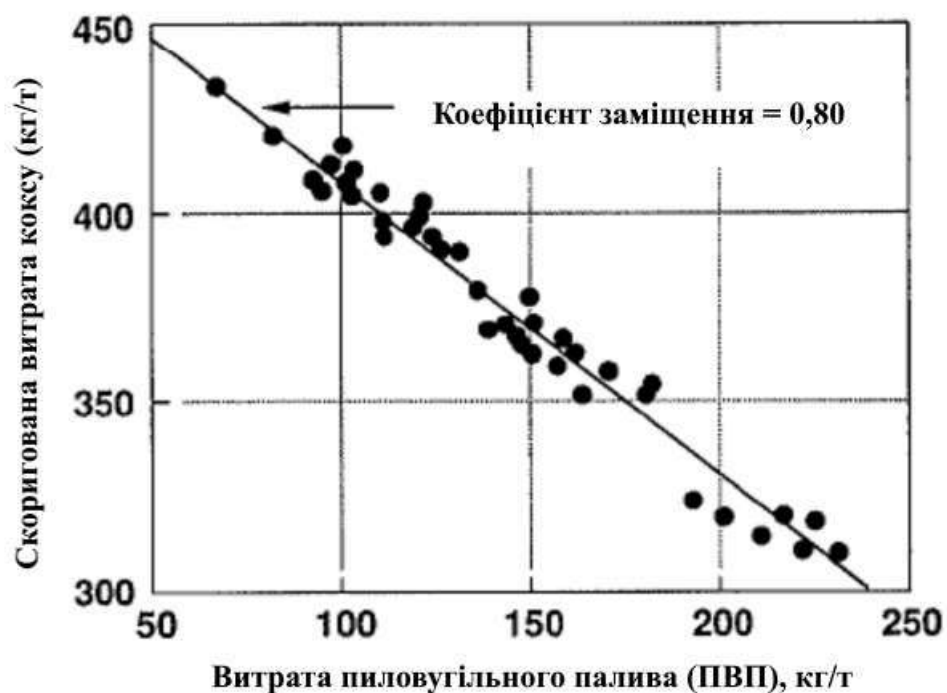


Рис. 1.7. На доменній печі №4 Фукуяма зафіксовано коефіцієнт заміщення коксу близько 0,8 при вдуванні пиловугільного палива зі швидкістю до 230 кг/т чавуну

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [60]

У розділі книги Р. Cavaliere зазначається, що ПВП є ефективним засобом зниження викидів парникових газів [62]. Суй та ін. [63] розробили індекс оцінки для визначення здатності ПВП до згоряння перед фурмами. Середню температуру зони згоряння у фурмі та температуру в кожному секторі визначали шляхом аналізу температури на зображеннях фурми. Суй та ін.

розраховували ступінь згоряння ПВП з використанням математичної моделі. Zhang та ін. [64] повідомляють, що підвищення збагачення киснем і температури гарячого дуття є ефективними заходами при роботі ДП на високих рівнях ПВП.

Zhou та ін. [65] встановили кольоровий ПЗЗ-пристрій (CCD) для реєстрації випромінювання згоряння у зоні фурми [66]. За допомогою цифрової обробки зображень на основі захоплених кадрів було також розраховано розподіл температури. Для підвищення точності використовували діапазон калібрувальних температур для чорного тіла 1500–2000°C, а також метод двох кольорів і метод часткових найменших квадратів. Повідомляється, що за допомогою значень температури можна аналізувати ефективність ПВП.

Наприклад, якщо різниця температур між двома періодами перевищує 120°C, а площа хмар вугілля в центрі зображень збільшується, це вказує на те, що швидкість згоряння вугілля у зоні фурми знизилась. У такому випадку рекомендується перевірити стан перемикача подачі вугілля в сопло та справність розподільника ПВП, щоб відновити нормальну подачу.

### 1.3. Заходи для виявлення та контролю пошкоджень фурми

#### 1.3.1 Виявлення пошкоджень фурми та продовження її ресурсу

Підвищення рівня ПВП збільшує ймовірність пошкодження фурм у ДП. Важливо визначити причини виходу з ладу фурм і можливі заходи для продовження їхнього ресурсу. Однією з причин є асиметричний розподіл газового потоку, що сприяє ушкодженням. Причини асиметрії описані в інших джерелах [80].

Nelle та ін. визначали потік гарячого дуття та RAFT для окремих фурм шляхом моделювання параметрів фурм, зокрема швидкості газу, об'єму дуття, діаметра фурми, тиску і ефективності згоряння [68].

Час перебування ПВП у повітропроводі дуже короткий, а ступінь його згоряння — незначний, особливо при використанні вугілля з низьким вмістом летких. Натомість вугілля з високим вмістом летких забезпечує кращу дисперсію в радіальному напрямку, що може спричинити удар частинок ПВП об стінку фурми й призвести до її зношення [69].

Коли внутрішня поверхня фурми пошкоджується внаслідок удару ПВП, це призводить до прориву охолоджувального водяного контуру фурми, що спричиняє поступове проникнення води у ДП (визначається за витратою води). Надзвичайно важливо виявити витік води через носик або корпус фурми [70–72].

Спроби виявлення витоків базуються на акустичних методах [73], методах із використанням радіоактивних індикаторів [74] або на вимірюванні диференціального потоку води [75]. Також у літературі описано метод виявлення витоків на основі фактору витоків, розрахованого за даними витратоміра [71], хоча його використання обмежене лише виявленням витоків води і не стосується закупорки ПВП у фурмах.

Ресурс фурми є ключовим показником ефективності роботи ДП. Його подовжують шляхом нанесення покриттів [76–79] або дослідженням моделей зношення [80]. Вживаються заходи для підвищення надійності та ресурсу фурм [80–85].

Втрати тепла в типовій великій ДП (продуктивність понад 9000 т/добу) становлять 250–300 МДж/т чавуну. Швидкість потоку води в різних охолоджувальних контурах фурм — 27–30 м<sup>3</sup>/год, а перепад температури на вході/виході — 4–5°C. Сукупні теплові втрати через фурми становлять чверть або третину загальних втрат ДП.

Також повідомляється, що підвищені теплові втрати у нижній частині ДП пов'язані з умовами в подині [87]. Фурми постійно перебувають під тепловим навантаженням, при цьому вважається, що третина всього тепла втрачається саме через них. У разі пошкодження фурми внаслідок термічного напруження ДП доводиться зупиняти для її заміни.

Radyuk та ін. описали переваги нанесення шламу-покриття на різні частини фурми для підвищення термостійкості [76]. Таке покриття закриває дефекти, утворені під час виготовлення, і покращує коефіцієнт теплопередачі фурми порівняно з непокритими.

Нещодавно Pathak та ін. застосували різні керамічні та керамо-металічні покриття за допомогою детонаційного напилення та плазмового напилення, що призвело до збільшення ресурсу [79].

### 1.3.2 Модифікація конструкції сопла

Розташування сопел і якість вугілля (вміст золи та летких) значно впливають на згоряння. ПВП, вдуване через фурми, починає диспергуватися після виходу з наконечника сопла під впливом швидкості газового потоку і змішування з гарячим дуттям.

Agiyama та ін. порівнювали згоряння та дисперсію вугілля на відстані 300 і 600 мм від наконечника сопла для одиночної і подвійної конструкції сопел (рис. 1.8) [86]. Це вивчалось за зображеннями, отриманими камерою фурми.

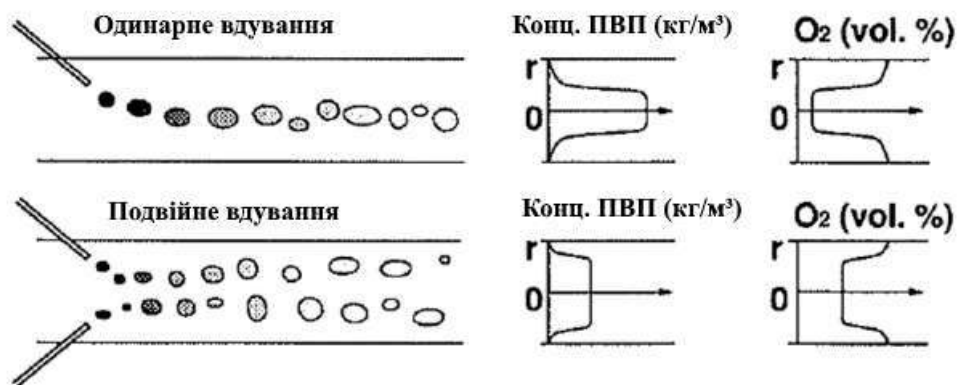


Рис. 1.8. Картина потоку пилувугільного палива та вплив конфігурації ланца на профіль концентрації палива і кисню

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [86]

Було встановлено, що одиночне сопло створює локальну зону високої концентрації ПВП, яка споживає кисень поблизу, після чого дисперсія стає нерівномірною вже через коротку відстань від сопла.

Натомість подвійне сопло має кілька точок виходу, що забезпечує рівномірнішу дисперсію вугілля, яка починає втрачати рівномірність лише після суттєвого переміщення від наконечника. Здатність ПВП до згоряння одразу після виходу із сопла залежить від концентрації частинок вугілля та вмісту кисню.

Як видно з рис. 1.9, згоряння вугілля є ефективнішим у випадку подвійного сопла порівняно з одинарним [60]. Хоча після певної відстані від наконечника сопла ефективність згоряння знижується в обох типах сопел через зменшення об'єму газу. На рисунку 1.10 показано зміну температури полум'я згоряння, виміряну за допомогою двокольорового пірметра високої швидкості, яку можна вважати температурою полум'я, що відповідає цій фурмі.

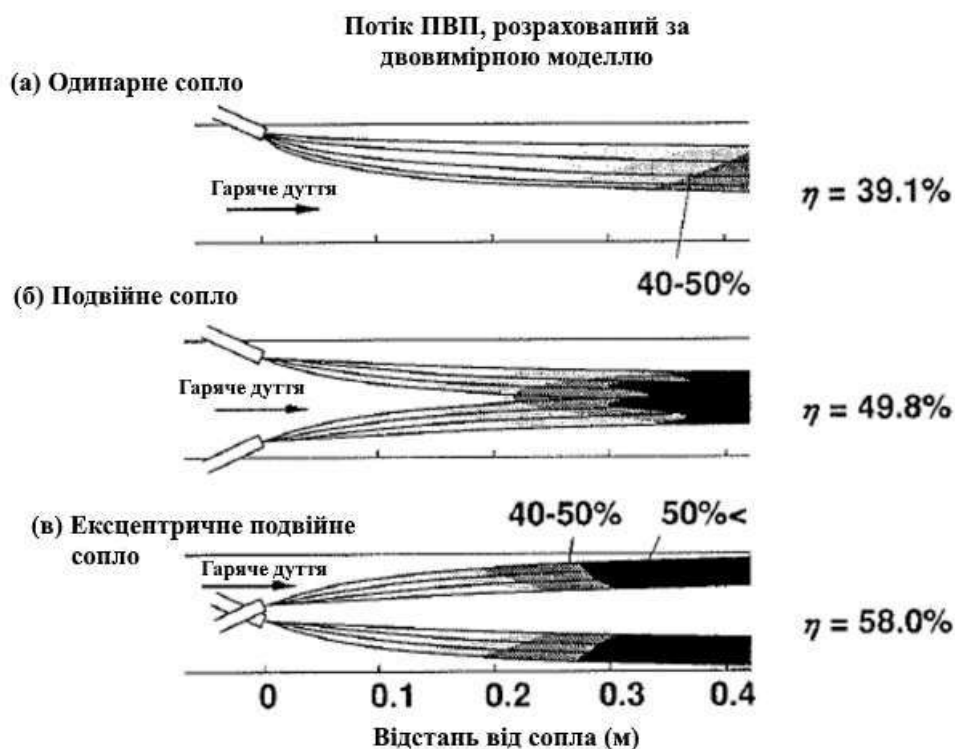


Рис. 1.9. Вплив конфігурації ланца на потік пиловугільного палива

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [60]

З рисунка 1.10 видно, що при використанні подвійного сопла температура досягає  $2100^{\circ}\text{C}$  на відстані 300 мм від наконечника сопла і залишається майже незмінною навіть на більшій відстані, тоді як для одинарного сопла температура полум'я перевищує  $2100^{\circ}\text{C}$  на 300 мм, але потім різко знижується.

Також повідомляється, що середню відстань між частинками вугілля можна вважати індексом визначення здатності до згоряння, що впливає на швидкість потоку вугілля. Макі та ін. повідомляють, що ефективність згоряння може бути підвищена на 10% за використання ексцентричного подвійного сопла порівняно з симетричним подвійним [60]. Із рисунка 1.9 видно, що в ексцентричному варіанті майже немає взаємодії між частинками, тому дисперсія краща, ніж у одинарному чи симетричному подвійних варіантах.

Отже, рекомендується використовувати ексцентричне подвійне сопло для покращення згоряння вугілля, особливо при експлуатації ДП з високим рівнем ПВП [52]. Здатність до згоряння також залежить від властивостей вугілля, таких як зольність, вміст летких речовин і волога.

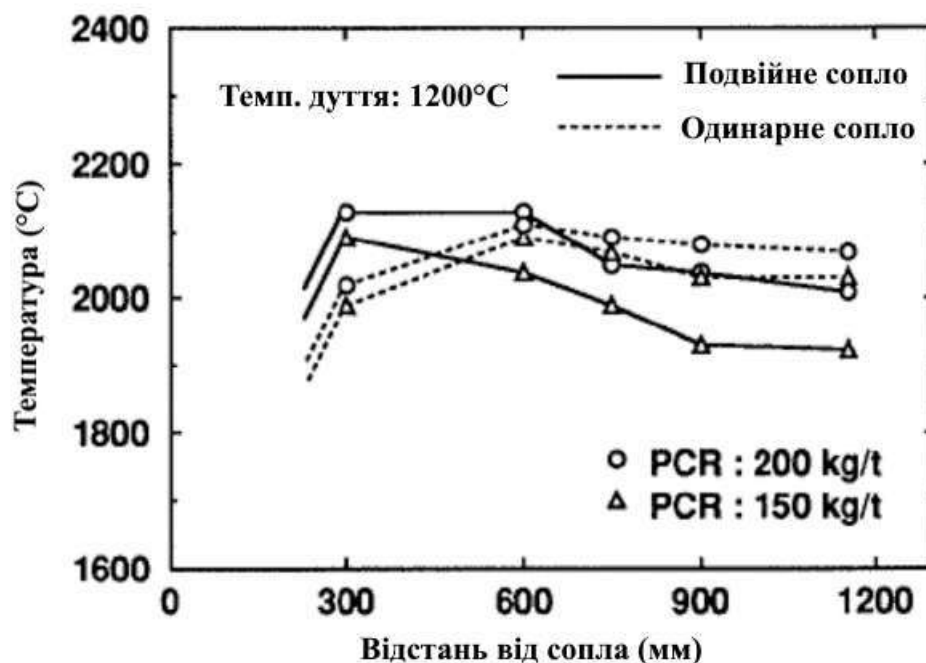


Рис. 1.10. Зміна температури полум'я згоряння, виміряна за допомогою високошвидкісного двокольорового пірометра

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [86]

Особливо вміст летких речовин безпосередньо впливає на швидкість згоряння. Вдування ПВП у ДП відбувається в жорстких термічних умовах — температура зони становить близько 2200–2400 К. У такому середовищі швидкість усіх реакцій дуже висока, і процес згоряння контролюється в основному дифузією, де час дифузії пропорційний  $\sim d^2$ , де  $d$  — діаметр частинки. Отже, зменшення розміру ПВП прискорює згоряння і підвищує ефективність.

Температура спікання золи також впливає на здатність ПВП до згоряння. Чим товстіший шар золи — тим складніше кисню проникнути до частинки чару, що ускладнює згоряння. Повідомляється, що для вугілля з вищим вмістом летких речовин досягається вища ефективність згоряння [88,89].

### 1.3.3 Виявлення закупорки ПВП

Високий рівень ПВП часто призводить до закупорки фурми, що спричиняє незаплановану зупинку агрегату та зниження продуктивності. Тому важливо виявити закупорку на ранній стадії, щоб вжити заходів для мінімізації негативного впливу високого рівня ПВП. Puttinger та ін. зазначають, що у прифурмовій зоні є 3 типи закупорок ПВП [90].

Закупорки, важливі для роботи й обов'язкові для виявлення, називаються «значними» — вони тривають від кількох секунд до кількох хвилин. Незначні закупорки, не критичні для роботи, тривають лише кілька секунд і зникають самостійно. Через фурми також спостерігаються періодичні просідання сигналу тиску, переважно спричинені перемиканням повітрянагрівачів.

Центральний кокс подається у ДП для утворення центральної коксової колони або каналу, через який піднімаються гази. Вважається, що у прифурмовій зоні кокс менш щільно упакований, ніж у нижніх зонах ДП. Прифурмова зона формується завдяки турбулентному струменю гарячого

дугтя, що проходить через фурми. Форма й розмір цієї зони відіграють важливу роль у згорянні ПВП.

Wagstaff та ін. [91] здійснили кількісний аналіз висоти та ширини прифурмової зони і виявили, що зони перед фурмами частково перекриваються. Оцінка розміру коксу перед фурмою або у прифурмовій зоні — ще один аспект контролю печі в реальних умовах. Wagstaff та ін. розробили метод визначення розміру коксу в прифурмовій зоні за допомогою камери високошвидкісної зйомки на 2000 кадрів/сек [91].

Камера фурми може оцінити розмір коксу та надати першу інформацію про його поведінку в прифурмовій зоні. Вважається, що розмір і форма коксу в цій зоні залежать від якості завантаженого коксу; зазвичай розмір у прифурмовій зоні менший через зношування при переміщенні з горловини печі.

Lyalyuk та ін. повідомляють, що довжина прифурмової зони залежить від об'єму та кінетичної енергії дугтя на підприємстві Arcelor Mittal Кривий Ріг. Також подано рекомендації щодо кількості фурм та їх діаметра для роботи з ПВП у великих ДП [92].

Розглядається застосування антени в повітропроводі для вимірювання глибини прифурмової зони [93]. Теоретична температура полум'я або адіабатна температура прифурмової зони (RAFT) використовується як експлуатаційний індекс для ДП [94]. Проводяться спроби оцінити глибину цієї зони у зоні згоряння ДП [95].

Визначення глибини проникнення прифурмової зони має вирішальне значення для оцінки швидкості згоряння палива. Sarkar та ін. [96] експериментально намагалися встановити залежність між розміром зони і швидкістю дугтя. Результати отримано на двох 2D-моделях — великій і малій. Велика установка з оргскла товщиною 10 мм (розміри 2300×1000×100 мм), укріплена металевими прутами, слугувала для дослідження фурми, отворів, висоти шару, рідинного потоку. Менша установка (1800×600×60 мм, отвір фурми — 5 мм) — для дослідження гістерезису зони.

Проводяться також дослідження зони згоряння і розміру прифурмової зони в ДП [97–100]. Kondo та ін. [101] використали метод регресії для оцінки довжини прифурмової зони на основі кінетичної енергії дуття і встановили, що довжина зони зростає зі збільшенням цієї енергії. Швидкість газу і довжина фурми визначають характеристики прифурмової зони.

Міао та ін. [102] змодельювали формування прифурмової зони і виявили три її типи залежно від швидкості газу: при низькій швидкості — за годинниковою стрілкою, середній — проти, високій — «пір'яна» структура (рис. 1.11). Зміна швидкості газу або довжини фурми змінює конфігурацію зони. Низька згоряльність факела або його контакт з фурмою спричиняють зношення та тріщини на внутрішній поверхні. Тому кут і якість сопла мають бути такими, щоб факел був у центрі фурми.

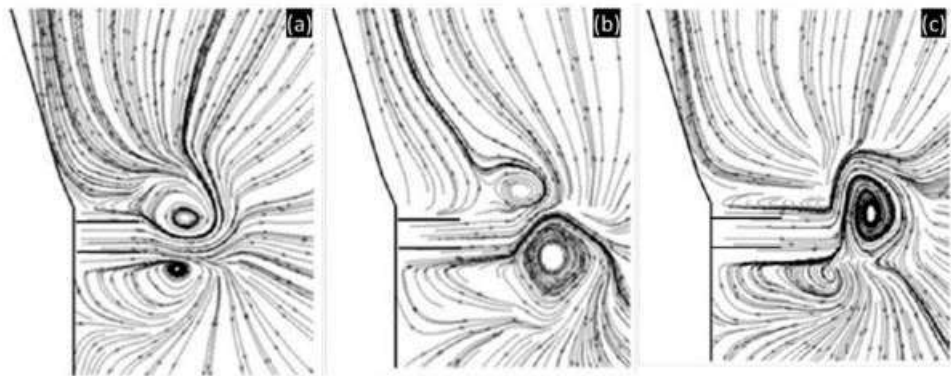


Рис. 1.11. Типи зон циркуляції: (а) за годинниковою стрілкою; (б) проти годинникової стрілки; (в) шлейфова форма, залежно від швидкості газу

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [102]

Зменшення діаметра фурми підвищує швидкість потоку, що збільшує глибину прифурмової зони і покращує згоряння.

Згоряння вугілля перед фурмами залежить від рівномірного розподілу дуття, а отже — і RAFT для кожної фурми. Nelle та ін. повідомляють, що згоряння мазуту перед фурмами можна покращити, збільшивши діаметр фурми [103].

Дослідження також охоплюють вплив параметрів на умови зони і пропонують модель для оцінки об'єму гарячого дуття через окремі фурми на Rautaruuki Steel Plant, Фінляндія [104]. Модель дозволяє аналізувати умови у фурмах і прифурмовій зоні та розподіл газів.

Із моделі видно, що різні фурми отримують різну кількість дуття, і це важливо для збалансованої роботи ДП. Korobo та ін. [105] розробили систему автоматичного моніторингу та регулювання витрати дуття з фурм.

Хоча вдування вугілля є основною причиною пошкоджень фурм через термічне навантаження [75,106–113], також вивчаються інші чинники — конструкція фурм, охолодження [114], асиметричний розподіл газу [67].

Попередні спроби оцінки температури полум'я базувались на базовому розумінні процесу ДП [115]. Zhang та ін. [115] проводили експерименти щодо RAFT за різних умов на основі алгоритмів і експериментів. Отримані значення RAFT — у межах 2000–2100°C з максимальною похибкою 5%.

Sheng-li та ін. запропонували покращений метод оцінки RAFT і вивчали вплив параметрів [116]. Також вони враховують фактор згоряння ПВП у температурі полум'я. Теплота розкладу ПВП не може бути проігнорована.

Sau та ін. нещодавно запропонували спрощену модель розрахунку температури зони згоряння та складу газу з/без вдування ПВП у ДП, і вивчали вплив рівня ПВП, об'єму дуття, температури, збагачення киснем і пари [117]. Прогнози моделі добре узгоджуються з літературними даними й верифіковані візуалізацією.

Zhou та ін. [118] запропонували індекси рівномірності й активності по периферії й у локальних зонах для оцінки стану подини шляхом вимірювання температури полум'я в зонах прифурмової зони на ДП об'ємом 2000 м<sup>3</sup> і 2500 м<sup>3</sup>. Також використовуються візуалізаційні методи на основі зображень [65,66,118–120].

Закупорку ПВП намагаються виявити за температурними коливаннями [121] або оптичними методами [122], але через екстремальні умови ці методи не завжди реалізуються на практиці. Як зазначено вище, існує багато способів

розрахунку RAFT, тому слід пам'ятати: числові значення в літературі є орієнтовними і залежать від методу розрахунку.

Існують різні типи вугілля, які зазвичай поділяють на 4 групи: торф, буре вугілля, кам'яне вугілля та антрацит. Світові запаси вугілля виснажуються і переважно складаються з великої кількості низькоякісного вугілля, яке має високий вміст вологи та летких речовин, а також низький вміст фіксованого вуглецю, що знижує його теплотворну здатність [123].

Проводяться дослідження для вивчення характеристик згорання таких вугілля [124,125]. Для покращення властивостей ПВП та підвищення ефективності його згорання вугілля змішують [126,127]. Jamaluddin та ін. [128] зазначають, що вдування вугілля з низьким вмістом летких речовин забезпечує кращу здатність до згорання.

Виконано чимало спроб моделювання процесу вдування ПВП та його згорання в ДП [120,129,130]. Зокрема, моделювання здійснюється як фізично, так і за допомогою методів обробки зображень [131,132]. Також досліджується вплив різних параметрів — типу вугілля, розміру частинок, температури дуття, витрати палива, розмірів сопла і інжектора — на ефективність згорання [133].

Du та ін. досліджували ефективність згорання ПВП чисельно в різних експлуатаційних умовах [134]. Оцінювання характеристик ПВП також здійснюється за допомогою методу головних компонент (PCA) [135].

Guo та ін. [135] визначили чотири основні показники для оцінки ПВП: висока здатність до згорання, добра реактивність, низька плинність і менша здатність до подрібнення. Ці показники лінійно незалежні і охоплюють приблизно 98,06% інформації з вихідних даних.

Вивчаються фактори, що впливають на згорання частинок вугілля в прифурмовій зоні [136]. Atkinson та ін. [136] виявили, що утворення дрібних фракцій від ПВП зменшується зі збільшенням рангу вугілля. Проте ПВП призводить до суттєвого зростання як дрібних фракцій у камерах, так і виносу з пилом.

Було встановлено, що кількість дрібних фракцій у камері не залежить від розміру частинок чи швидкості вдування, але винос з пилом зростає при збільшенні швидкості вдування. Zhang та ін. досліджували рух частинок і розподіл газу в прифурмовій зоні [137,138].

За двовимірною стаціонарною математичною моделлю встановлено, що масова частка  $O_2$  постійно зменшується вглиб прифурмової зони, і при досягненні критичної межі вмісту  $O_2$  рівень  $CO$  різко зростає. Крім того, рівень  $CO_2$  зростає з глибиною і досягає максимуму разом із температурою прифурмової зони — близько  $2150\text{ }^\circ C$ . Також встановлено, що швидкість дегазації вугілля поступово зростає і досягає максимуму  $2,24 \times 10^4$  кг/с на виході з фурми. Таку ж поведінку спостерігали й у тривимірній холодній моделі прифурмової зони [137].

Ma та ін. брали зразки шлаку безпосередньо з зони фурми методом ядерного буріння під час капремонту і досліджували їх морфологію, мінералогію і хімічний склад [139]. Li та ін. досліджували зразки коксу, шлаку, металу й дрібних частинок, отриманих із зони фурми, і проводили повну характеристику їх стану [140].

Встановлено, що плавлення і розділення шлаку й заліза, а також основний процес деградації коксу відбуваються переважно в центральній частині ДП, а зона “мертвого простору” залишається стабільною з аналогічною проникністю. Лужні пари переважно рециркулюють у центральній частині ДП, а графітизація коксу призводить до утворення дрібного коксу.

Steer та ін. зосередили увагу на утворенні частково згорілих чарів у прифурмовій зоні, а не на згорянні самого ПВП, щоб визначити його придатність [141]. Було запропоновано, що при високому вмісті летких речовин ПВП краще згорає, але також утворюється більше газу на одиницю маси. Якщо це не компенсується додатковим збагаченням киснем, частина газу не використовується.

Рекомендується обирати вугілля з вищою здатністю до фрагментації, а не просто з великим гранулометричним складом. Також Steer та ін. пропонують,

що при доборі вугілля слід враховувати не лише класичні аналізи, а й фізико-хімічні властивості та їх вплив на процес.

Ohno та ін. математично оцінили вплив умов експлуатації на згоряння ПВП, теоретично визначивши ефективність згоряння в прифурмовій зоні [142]. Вони враховували параметри: діаметр фурми, температуру, тиск, об'єм дуття, розмір частинок ПВП та концентрацію кисню.

Ohno та ін. [142] і Takeda та ін. [143] досліджували згоряння вугілля, оптимізуючи конструкцію пальника і збагачення киснем для підвищення ступеня згоряння. Також проводяться дослідження з використанням газу  $H_2$  як засобу підвищення згоряння. Уекі та ін. досліджували вплив додавання  $H_2$  на згоряння ПВП у печі з вертикальним трубопадом [144].

Виявлено, що з підвищенням подачі  $H_2$  ступінь згоряння чару зростає, але при подачі понад 0,21 л/хв він знижується. Тому рекомендовано оптимальну подачу  $H_2$  для підвищення згоряння вугілля.

У фурмах ДП передбачені оглядові отвори, так звані «вічка», які використовуються для візуального огляду внутрішньої частини фурми та спостереження за згорянням ПВП. Камери встановлюють біля цих вічок для моніторингу закупорок, як показано на рис. 1.12 [145].

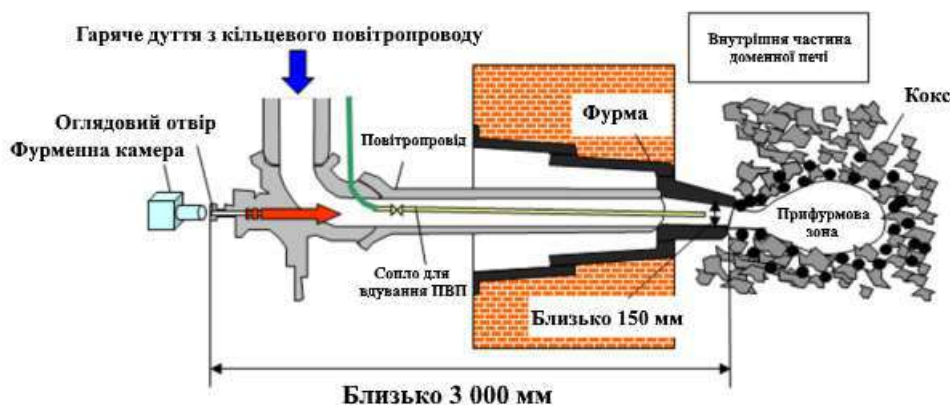


Рис. 1.11. Схема розташування фурми та камери спостереження за фурмою

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [145]

Yamahira та ін. використали метод контролю багатовимірного статистичного процесу на основі аналізу головних компонент для виявлення аномалій у фурмах [145]. Інтенсивності, зафіксовані з камер, використовують для виявлення закупорок, спричинених зворотним потоком гарячого металу.

Методика полягає в порівнянні нормальної поведінки при стабільній роботі ДП з виявленими відхиленнями. Також встановлено, що зміщення камери не погіршує її здатність виявляти закупорку.

Камери фурм працюють за принципом повного внутрішнього відбиття. Частина світла направляється у вертикально встановлену камеру, а частина — крізь вічко. Також застосовують камери, що монтуються ззовні — для спостереження за факелом ПВП у фурмі.

Камери є відомим інструментом для виявлення закупорок і відкладень вугілля. Зростання хмари вугілля вказує на погане згоряння або закупорку і вимагає втручання. Хоча ПВП зазвичай згорає одразу, іноді воно відкладається поблизу фурми. Це створює зону ризику — при 2000°C можлива навіть детонація в області фурми.

Lin та ін. повідомляють про систему моніторингу на рівні фурми, впроваджену на ROGESA в Діллінгені [45]. Збільшення вмісту кисню підвищує згоряння і яскравість полум'я, яку видно на зображеннях камер [45].

Puttinger та ін. запропонували простий підхід до візуального онлайн-контролю ПВП [146]: зображення фурми знімаються зі швидкістю 1 кадр/с і перетворюються у гістограму для виявлення закупорок. Цей метод швидкий і забезпечує сигнал, який може напряму подаватися в систему керування без додаткової обробки.

Puttinger та ін. провели детальний аналіз виявлення закупорок ПВП на доменній печі №1 компанії voestalpine Stahl Donawitz GmbH. Зупинка подачі вугілля через гілку ПВП зазвичай базується на зміні витрати гарячого дуття та перепаді тиску через окремі фурми, і головною причиною цього є закупорка частинок вугілля в соплі. Коли закупорка перевищує критичне значення, це призводить до небажаної зупинки вдування ПВП.

Проте відхилення, пов'язані з датчиками, не враховуються при визначенні критичних порогів для зупинки подачі ПВП через фурму. Останнім часом Weiser [147] розглянув систему замкнутого контролю ПВП у режимі реального часу. Koppo та ін. пояснили, що камера фурми є безконтактним типом вимірювання, що дозволяє досліджувати характеристики згоряння ПВП перед фурмою за зображеннями при високій температурі [148].

Rorov та ін. ще на початку 1980-х вивчали поведінку полум'я та його зміни в часі за допомогою камери фурми на діючій ДП [149]. Використання камери для моніторингу полум'я перед зоною згоряння виявило себе як ефективний інструмент контролю процесу згоряння ПВП і руху коксу перед фурмами. Suzuki та ін. повідомляють, що камера фурми — це сучасний метод моніторингу згоряння у прифурмовій зоні [150].

Для виявлення закупорки ПВП за допомогою камери фурми необхідні передові методи аналізу зображень, оскільки камера фіксує відображення прифурмової зони та розсіювання факела. Правильно захоплене зображення, у поєднанні з ефективною системою виявлення, дозволяє наперед виявляти закупорки та підтримувати оптимальну роботу ДП.

Wang та ін. запропонували адаптивний метод попередньої обробки зображень, що включає алгоритми фільтрації шумів та покращення якості зображень. Для виділення області фурми застосовано метод фітинг-еліпсу на основі перетворення Хафа, що дозволяє відокремити її від фону. Також використовується метод перетворення Хафа для виділення сопла серед хмари ПВП.

Новий підхід із використанням згорткових нейронних мереж (CNN) [151] дозволяє точніше знаходити положення сопла на зображенні, зберігаючи просторову інформацію. Такий гібридний підхід є надійним і точним при виявленні закупорки ПВП через фурми. Частота відеозапису становить 15 кадрів/сек, зображення прифурмової зони має розмір  $192 \times 240$  пікселів. Для фільтрації гаусового шуму використовується фільтрація Вінера.

На рисунку 1.13 показано характерну криву вдування вугілля: (a) — нормальне вдування; (b) — закупорка ПВП.

Alexander та ін. повідомляють, що стан фурми поблизу заблокованої може бути причиною блокування сусідніх фурм — це явище названо «яскрава фурма» [152]. Також зазначено, що система здатна передбачити та запобігти пошкодженню фурм і повітропроводів на основі зміни інтенсивності світла у фурмі — при закупорці інтенсивність падає до нуля, а сусідні фурми демонструють підвищену яскравість.

Mavronis та ін. розробили систему виявлення полум'я для моніторингу яскравості мазутного вдування за кількістю світла, що потрапляє на фоточутливий резистор через вічко у повітропроводі. Зниження яскравості вказує на блокування каналу подачі [153].

Попри розвиток систем інтелектуального аналізу зображень, вилучення корисної інформації з камер фурм є складним завданням. Перешкоди включають якість зображень, конструкцію камер, відсутність уніфікації між фурмами, сильне запилення, високу температуру, вібрації, що призводять до зміщення або пошкодження фільтра [154,155]. Усе це призводить до неточностей у вимірюваннях.

На рисунку 1.13 показано, що при стабільному вдуванні характерне значення залишається постійним, а при закупорці — різко падає до нуля і тримається, поки подача ПВП не відновиться. Такий метод виявлення базується на сигналі про наявність/відсутність потоку ПВП з кожної фурми. Там, де немає надійних витратомірів, цей метод не працює.

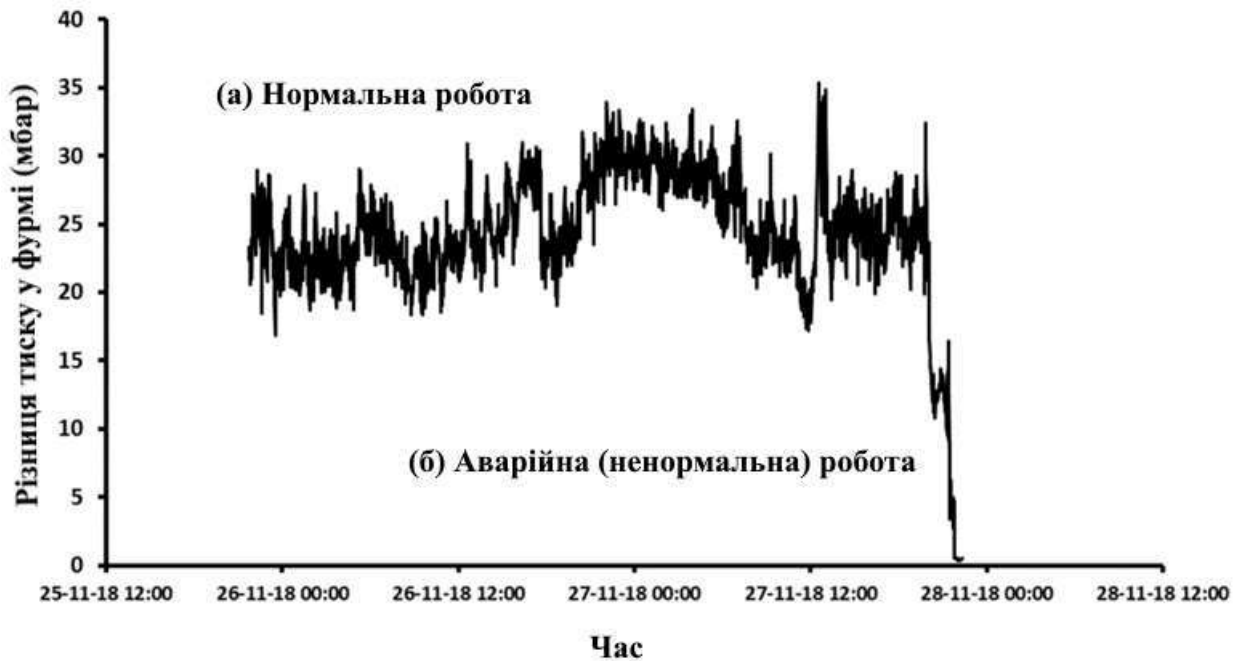


Рис. 1.13. Характерна крива процесу вдування пиловугільного палива: (а) нормальне вдування; (б) блокування подачі ПВП

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [158]

Зображення з камер фурм об'єднують із процесними сигналами та обробляють через алгоритми для виділення корисної інформації [90]. Закупорка ПВП визначається за поєднанням сигналів і візуальних даних:

- тиск фільтрується, щоб залишити лише релевантні сигнали;
- зображення очищуються від дрібних закупорок і «яскравих» зон;
- обидва канали комбінуються для підтвердження закупорки.

Puttinger та ін. докладно описують методи автоматичного виявлення закупорки на основі аналізу зображень і виявлення змін у проникності прифурмової зони внаслідок незгорілого ПВП [154,156]. Також зазначено, що обробка зображень має певні недоліки в порівнянні з аналізом сигналів гарячого дуття.

Вплив на відновні реакції з метою покращення плавлення допомагає зменшити витрати коксу та підвищити продуктивність ДП. Volovik та ін. запропонували покращити розподіл газу шляхом збільшення діаметра фурм на Криворізькому металургійному комбінаті [157].

Збільшення діаметра з 180 мм до 190 мм покращило швидкість плавлення, що позитивно вплинуло на переміщення шихти, зменшення просадок, згорання фурм і втрат пилу. Збільшення площі поперечного перерізу фурми покращило згорання коксу.

Проте це суперечить результатам Hutny та ін. [38], де зменшення діаметра фурми підвищило згорання вугілля — ймовірно, через збільшення часу перебування палива перед фурмою.

## ВИСНОВКИ АНАЛІТИЧНОЇ ЧАСТИНИ

У межах аналітичної частини дипломної роботи було здійснено ґрунтовне дослідження впливу подачі пиловугільного палива (ПВП) на роботу доменної печі. Було розглянуто сучасний стан технології вдування ПВП, проаналізовано ефективність різних режимів подачі та охарактеризовано зміну температурних, газодинамічних та хімічних параметрів при варіації швидкості вдування та збагачення повітря киснем.

Особливу увагу приділено аналізу існуючих моделей, які враховують складні взаємозв'язки між параметрами процесу: швидкість вигорання вугілля, температурні поля, газова утилізація, формування зони горіння та розподіл компонентів шихти. У результаті було виявлено ключові закономірності, що впливають на ефективність використання ПВП, а також окреслено обмеження поточних методів моделювання, які не дозволяють повною мірою врахувати всі складові фізико-хімічної взаємодії в доменній печі.

На основі проведеного аналізу було сформульовано завдання для основної частини роботи — здійснити подальше аналітичне дослідження, спрямоване на узагальнення та інтерпретацію результатів чисельного моделювання, наведених у наукових джерелах, з метою вивчення впливу різних режимів подачі ПВП та збагачення повітря киснем на теплові, хімічні та газодинамічні характеристики доменної плавки. Такий підхід дозволяє не лише поглибити розуміння процесу, а й запропонувати шляхи оптимізації параметрів роботи доменної печі для досягнення більшої енергоефективності та зниження витрат коксу.

## 2. ОСНОВНА ЧАСТИНА

### 2.1. Опис проблеми

Виробництво чавуну в доменній печі (ДП) є основною технологією, за допомогою якої з руд, що містять залізо, отримують метал. Для цього використовують кокс і допоміжні реагенти, зокрема пиловугільне паливо (ПВП), для створення відновників і енергії. Проте виробництво коксу супроводжується значним енергоспоживанням і викидами парникових газів, а також становить велику частину собівартості чавуну [159]. Крім того, ресурси коксового вугілля поступово вичерпуються. Ці проблеми є менш критичними при використанні ПВП, яке дозволяє зменшити споживання коксу, забезпечуючи при цьому економічні та екологічні переваги [160].

Технологія ПВП також забезпечує високу гнучкість у регулюванні теплового режиму зони згорання та може підвищити продуктивність у поєднанні з іншими операціями. Проте високі рівні ПВП викликають низку проблем: зниження температури полум'я, зменшення використання палива та погіршення проникності шихти [160]. Тому контроль і оптимізація рівня ПВП є одним із основних завдань у доменному виробництві.

У звичайних умовах експлуатації ПВП вдувають у ДП через фурми в нижній частині печі, що створює окремі прифурмові зони перед фурмами. У прифурмовій зоні ПВП і кокс конкурують за кисень. Утворюється відновна атмосфера, яка перерозподіляється зоною перед підняттям угору. Тим часом руда і кокс подаються до печі згори, формуючи шарову структуру шихти. У міру опускання шихти і взаємодії з висхідними газами руда розм'якшується і плавиться в когезійній зоні (КЗ), а решта коксу формує шар, із яким взаємодіє прифурмова зона. Таким чином, розподіл шихти зверху впливає на формування коксового шару, що зв'язаний із прифурмовою зоною.

Крім того, температура полум'я зменшується через нижчу теплотворну здатність вугілля в порівнянні з коксом, однак це можна компенсувати за

допомогою відповідного збагачення киснем. Також під час вдування утворюється незгорілий залишок (чар). Після виходу з прифурмової зони чар осідає в шихті або виноситься з печі з газами, що знижує проникність і ефективність згоряння.

Існують складні взаємодії між прифурмовою зоною та рештою ДП, які необхідно враховувати для повного розуміння впливу ПВП, хоча досі цьому приділялось недостатньо уваги. Тим не менш, як зазначено нижче, проведено чимало експериментальних і чисельних досліджень, присвячених ефективності ПВП в різних умовах.

Попередні експерименти зосереджувалися переважно на згорянні в прифурмовій зоні, здатності ПВП до згоряння, розподілі газів і температурі за різних умов дуття і подачі палива [161–168]. Вивчали вплив таких змінних: температура дуття, збагачення киснем, рівень ПВП, тип вугілля, розмір частинок тощо. Існують два основних типи обладнання для моделювання згоряння у прифурмовій зоні: лабораторні вертикальні печі (lab-scale drop-tube furnace) [161, 162, 165, 167, 168] та стенди пілотного масштабу [163–166]. Другі зазвичай моделюють систему «фурма–прифурмова зона» з коксом або без нього в прямокутному боксі. Такі умови ближчі до промислових.

У порівнянні з пілотними установками, трубчасті печі менш придатні для моделювання поведінки ПВП, але вони дешевші й часто використовуються для оцінки згоряння. Проте обидва типи установок не враховують взаємодії між прифурмовою зоною та основною частиною печі, а також не можуть повністю відобразити вплив верхнього завантаження.

Чисельне моделювання дає змогу подолати ці обмеження. За останні роки його активно використовують для дослідження ДП [169–174]. У межах таких моделей зазвичай розділяють чотири підмоделі: завантаження [175,176], прифурмова зона [177–179], підмодель процесу [181–193], подина [195–197]. Проте більшість із них мають припущення щодо умов на межах.

У цьому дослідженні розроблено інтегровану модель, яка охоплює весь об'єм печі — від верхнього завантаження до подини — без штучних межових

припущень [198]. Практичну цінність цієї моделі продемонстровано через вивчення впливу верхнього завантаження на внутрішній стан усієї печі, зокрема подини.

Зазвичай підмодель прифурмової зони використовується для вивчення ПВП. Її можна поділити на підмодель формування прифурмової зони [19,20] та підмодель згоряння [179,180]. Друга модель має форму прямокутного блоку або нижньої частини реальної печі з фіксованими умовами. З її допомогою вивчається вплив конфігурації сопел, режимів і типів вугілля [180, 199, 200].

Проте така підмодель не здатна врахувати вплив згоряння за межами прифурмової зони, а також на загальну ефективність печі. Деякі спроби все ж робились. Наприклад, реакції коксу/вугілля в прифурмовій зоні явно враховувались у підмоделі [186, 201], хоча там не враховувався вторинний вихор. Інша модель фокусувалась на загальній продуктивності, але упускала важливі деталі [202].

Нещодавно в нових дослідженнях інтегровано підмоделі процесу, прифурмової зони та подини для моделювання всієї печі [198]. Проте жодна з них не врахувала шарову структуру когезійної зони (КЗ), яка значно впливає на роботу ДП [189, 191].

До того ж, досі бракує моделей, що дозволяють одночасно оптимізувати умови згоряння через контроль і дуття, і завантаження згори. Такі дослідження були б особливо корисні для практики.

У цьому дослідженні аналізується вплив рівня ПВП на внутрішні умови та загальну ефективність ДП. Робота базується на інтегрованій моделі, описаній в [198]. Модель враховує двосторонню взаємодію між прифурмовою зоною і рештою печі, шарову структуру шихти, КЗ та водневі реакції. Структура роботи така: спочатку описується математична модель і її валідація, далі — аналіз впливу рівня ПВП залежно від збагачення киснем і розподілу шихти. Із цих даних визначається оптимальний рівень ПВП для економії палива, температури чавуну та перепаду тиску.

## 2.2. Математична модель

Поточна модель базується на інтегрованій моделі ДП, розв'язаній за допомогою комерційного програмного забезпечення ANSYS CFX (версія 17.1) [40]. Вона описує потоки та термохімічні процеси у всій доменній печі нижче поверхні шихти. Нижче викладено лише ключові особливості моделі для стислості, з акцентом на нові розробки. Відповідні технічні деталі наведені в інших джерелах [189, 190, 193, 199, 203–208].

Оригінальна інтегрована модель ДП [198] включає підмодель згоряння в прифурмовій зоні [199], підмодель процесу [207], підмодель потоку в подині та підмодель теплопереносу [205]. Ці підмоделі взаємодіють через зовнішні бібліотеки на своїх інтерфейсах, реалізовані через користувацькі Fortran-процедури (UFRs). Зокрема, відновна газова атмосфера внизу визначається підмоделлю прифурмової зони, яка описує згоряння коксу/вугілля всередині цієї зони. Отримані результати передаються як вхідні параметри до підмоделі процесу. З використанням цієї інформації та заданих умов верхнього завантаження, підмодель процесу передбачає параметри загальної ефективності та пов'язані внутрішні стани в області між поверхнею шихти та поверхнею шлаку. Отримана температура та склад розплаву на межі зі шлаком передається в підмодель подини для обчислення теплового режиму та теплопереносу в нижній частині печі.

У такій структурі моделювання взаємодії між підмоделями процесу та прифурмової зони є обчислювально складним завданням. Раніше вплив інших зон на згоряння в прифурмовій зоні ігнорувався. У цьому дослідженні підмоделі згоряння в прифурмовій зоні та процесу реалізовано в єдиній системі для вирішення цієї проблеми.

На рисунку 2.1 показано поточну модель, яка включає лише дві підмоделі: підмодель процесу згоряння та підмодель потоку й теплопереносу в подині. Підмодель процесу згоряння охоплює область між шихтою та шлаком,

включаючи прифурмову зону. Підмодель подини охоплює область нижче поверхні шлаку.

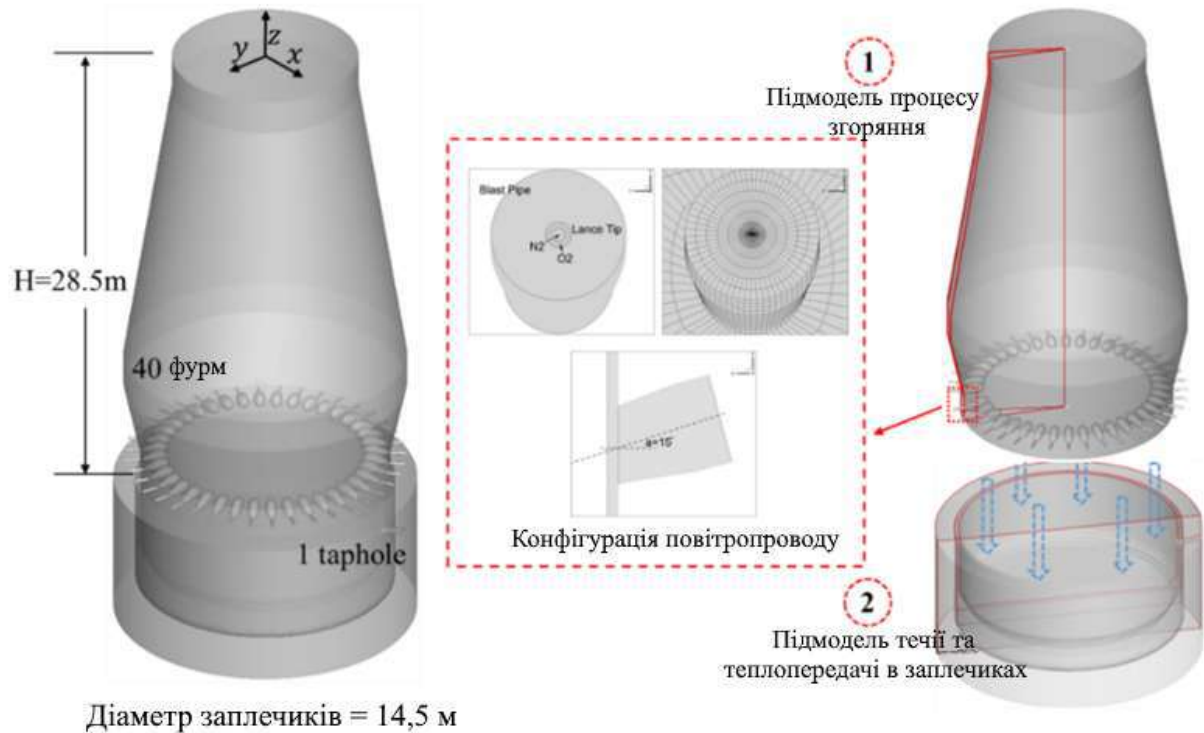


Рис. 2.1. Поточна інтегрована модель та її обчислювальна область

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Підмодель процесу згоряння враховує газову, тверду, рідку фази та пилувугільне паливо. Перші три фази розглядаються як взаємопроникаючі середовища, тоді як остання — як окрема дискретна фаза. Кожна фаза включає різні компоненти:

1. Газова фаза:  $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{O}_2$ ,  $\text{N}_2$ ,  $\text{VM1}$ ,  $\text{VM2}$
2. Тверда фаза: металеве залізо, твердий кисень, кокс і реагенти
3. Рідка фаза: чавун та шлак

Ці фази описуються окремими системами рівнянь збереження маси, імпульсу та ентальпії. Компоненти описуються скалярними рівняннями переносу.

Вугілля складається з горючої речовини та інертного залишку. Частинка вугілля моделюється як сфера з можливістю розширення і відстежується за методом лагранжевого відслідковування (LPT). У симуляціях процес дегазації звільняє леткі речовини (VM) у газову фазу, а чар залишається в ядрі. Турбулентність газової фази моделюється за допомогою моделі k-ε, а стохастичний рух частинок вугілля — через ефект турбулентної дисперсії.

Модифікована модель в'язкого потоку [206] використовується для прогнозування руху твердої фази, де зона «мертвого простору» вважається майже нерухомою та обчислюється ітераційно з підвищеною в'язкістю. Щоб змодельовати шарову структуру шихти та когезійну зону (КЗ), які раніше не враховувались в інтегрованій моделі [198], застосовують метод розподілу часу перебування частинок у шарі (Residence Time Distribution — RTD) та ідентифікатор шару N, згідно з рівняннями [159] і [160]. Потім розглядаються реакції коксу та руди з урахуванням цієї шарової структури:

$$\nabla \cdot (\varepsilon_s \rho_s U_s \cdot RTD) = \varepsilon_s \rho_s \quad (2.1.)$$

$$N = \begin{cases} 1, & \text{якщо } m \geq 0 \\ 0, & \text{якщо } m < 0 \end{cases}; m = N f_{\text{руди}} - \text{Mod}(RTD/I_t 1) \quad (2.2.)$$

де N=0 та N=1 позначають шари руди та коксу відповідно; — об'ємна частка руди, що становить  $V f_{\text{руди}}$ ; Mod — функція, яка повертає залишок від ділення двох чисел, а  $I_t$  — інтервал між двома партіями руди:

$$I_t = \frac{B_{\text{руди}} \cdot T_{Fe} \cdot (1 + m_c)}{P \cdot V_0} \quad (2.3.)$$

де P — продуктивність;  $V_0$  — ефективний об'єм печі;  $B_{\text{руди}}$  — вагу партії руди;  $T_{Fe}$  — загальний вміст заліза в руді,  $m_c$  — масова частка вуглецю в металах.

Розмір частинок у рухомому шарі також відстежується через модель розподілу розмірів. Пористість виражається як функція розміру частинок для обох зон — рудної та коксової — у зоні грудок, когезійній зоні (КЗ) та шарі коксу під нею. КЗ визначається як діапазон температури твердої фази від 1200°C до 1400°C.

У КЗ пористість руди та розмір частинок пов'язуються з коефіцієнтом усадки  $Shr$  [189].  $Shr$  визначається як відношення зменшеного об'єму (через розм'якшення та плавлення) до початкового об'єму, зайнятого рудою. Розмір коксу та пористість у зоні «мертвого простору» встановлюються відповідно на рівні 0,02 м та 0,35 — за практикою доменного виробництва.

Форма прифурмової зони визначається за допомогою моделювання методом дискретних елементів (DEM), а її розміри (1,8 м у глибину та 0,9 м у висоту) визначаються за даними польових вимірювань. Пористість у прифурмовій порожнині встановлюється як 1.

У таблиці 2.1 наведено рівняння міжфазного тепло- та імпульсопереносу, які використовуються в підмоделі процесу згорання. Вони охоплюють тепло-, масо- та імпульсоперенос між фазами газ-тверде тіло, газ-порошок, газ-рідина та рідина-тверде тіло. Для визначення втрат тиску газової фази використовується рівняння Ергуна. Рівновагу сил [209] застосовують для опису обміну імпульсом між рідина-газ та рідина-тверде тіло. Передача імпульсу між газ-твердим тілом і газ-частинкою моделюється за допомогою кореляції Ранца-Маршалла [189], а передача тепла між рідиною і твердим тілом — за моделлю Екерта-Дрейка [191].

У підмоделі подини розглядається потік однієї рідкої фази крізь пористе середовище з теплообміном між рідиною та вогнетривами. Дренаж вважається неперервним і моделюється методом, що враховує підйомну силу, ефект дисперсії тепла та модифікацію моделі турбулентності [204, 205]. Хоча розташування коксового шару в подині може змінюватися [169, 170], у цьому дослідженні використовується повністю стабільне ліжко з пористістю 0,35 та

розміром частинок 0,02 м. За таких умов коксовий шар простягається до нижньої частини подини.

Таблиця 2.1.

Рівняння міжфазного переносу, що використовуються в підмоделі процесу горіння

Тип взаємодії	Формули та пояснення
Передача імпульсу:	
Газ–Тверде тіло (g–s)	$F_g^s = (\alpha_f \rho_g [U_g^s] + \beta_f) U_g^s$
	$\alpha_f = 1,75 \frac{1 - \varepsilon_s}{d_s}, \beta_f = 150 \frac{\mu_g (1 - \varepsilon_s)^2}{d_s^2 \varepsilon_s}$
	Кокс: $d_s = d_{\text{кокс}}, \varepsilon_s = 0,153 \log(d_{\text{кокс}}) + 0,724$
	Руда: $d_s = d_{\text{руда}} \cdot dShr, \varepsilon_s = 0,403(100d_{\text{руда}})^{0,14} \cdot VShr$
Газ–Рідина (g–l)	$F_g^{l,d} = -F_{l,d}^g = -\left(\frac{h_{l,d}}{d_l} + \frac{A_{sl,d}}{6}\right) \cdot$
	$\cdot \left[150 \left(\frac{\varepsilon_s + h_{l,t}}{d_w}\right) \mu_g + 1,75 \rho_g  U_g \right] \frac{U_g}{\varepsilon_g^3}$
	$d_l = \max\{d_{l,g}, d_{l,h}\}$
	$d_{l,g} = \left[\max\{-6,828 \text{sign}(\sqrt{X_p} - 0,891)(\sqrt{X_p} - 0,891)^2\} + 0,695\right] / \sqrt{\rho_l g / \sigma}$
	$d_{l,h} = \frac{[\max\{6,828 \text{sign}(f_1)(f_1)^2\}]}{\sqrt{\rho_l g / \sigma}},$
	$f_1 = \frac{\left[\max\left\{\ln\left(\frac{h_{l,t}}{h_{l,to}}\right)\right\}\right]^{2,642}}{0,513} - 0,891$
	$X_p = \frac{\Delta p_e}{(\Delta x \rho_l g)} \left\{ \rho_l g \varphi^2 \frac{d_s^2 \varepsilon_s^2}{\sigma} \right\}^{0,3} (1 + \cos \theta)^{-0,5}$
Рідина–Тверде тіло (l–s)	$F_{l,d}^s = \left( \frac{150}{36} \mu_l \frac{A_{sl,d}^2}{h_{l,d}^3} + \frac{1,75}{6} \rho_l \frac{A_{sl,d}}{h_{l,d}^3}  U_l  \right) U_l$
Газ–Частка (g–p)	$F_p^g = -F_g^p = -\frac{1}{8} \pi d_p^2 \rho C_D  U_p^g  U_p^g$

## продовження таблиці 2.1

Тип взаємодії	Формули та пояснення
Теплопередача:	
Газ-Тверда речовина, g-s Газ-Рідина, g-l	$h_{g,i} = \gamma_{g,i} Nu_{g,i} \frac{k_g}{d_i}, Nu_{g,i} = 2,0 + 0,6(Pr)^{0,333} (9Re_{g,i})^{0,5}$
Газ-частинка, g-p	$i = s, l, p; \gamma_{g,s} = 0,3, \gamma_{g,l} = 0,3, \gamma_{g,p} = 1$
Рідина-Тверда речовина, l-p	$h_{l,s} = \gamma_{l,s} \frac{k_l}{d_s} \left( \frac{2\sqrt{Re_{l,s} Pr_l}}{1,55\sqrt{Pr_l} + 3,09\sqrt{0,372 - 0,15Pr_l}} \right), \gamma_{l,ss} = 0,01$

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Температура заліза і коксу вважається однаковою. Враховано двошарову футерівку: внутрішню керамічну чашу та зовнішній шар вогнетривкої цегли [205]. Для моделювання льоткового отвору використано порожнисту структуру.

Згоряння вугілля загалом відбувається у три стадії: випаровування, дегазація та згоряння (див. рисунок 2.2). Процес дегазації моделюється так званою «моделлю двох конкуруючих реакцій», яка передбачає, що процес відбувається за двома маршрутами — за нижчої та вищої температури. Відповідно до цього, сира горюча речовина розпадається на чадний газ і леткі речовини з відповідними виходами ( $\alpha_1, \alpha_2$ ). У симуляціях леткі речовини вважаються сумішшю C, H і O. Стехіометричні коефіцієнти x, y, z, n, k, m визначаються за результатами елементного аналізу, який є чутливим до типу вугілля. Стандартна ентальпія згоряння летких речовин обчислюється на основі вищої теплоти згоряння вугілля. Згоряння газоподібних летких речовин моделюється з використанням моделі дисипації турбулентної енергії.

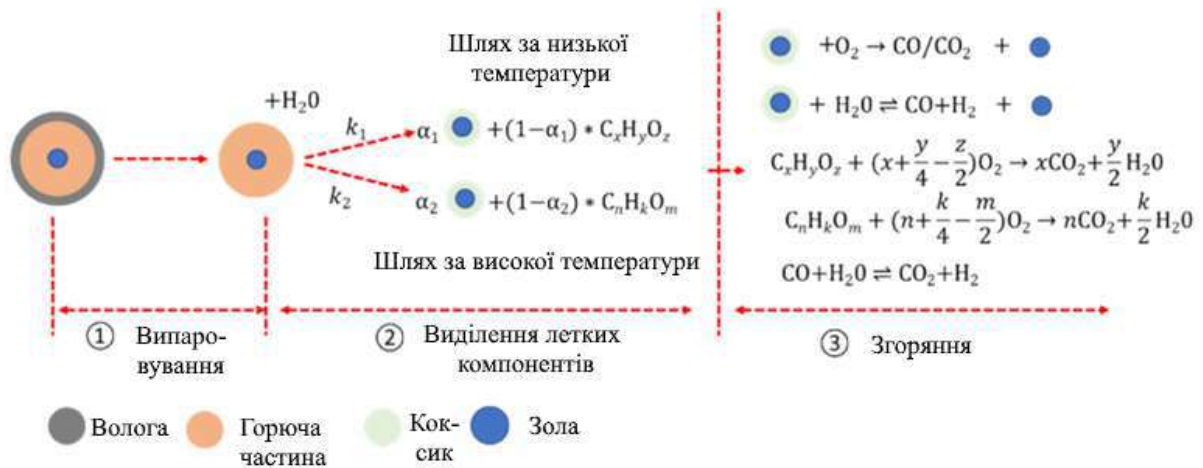


Рис. 2.2. Механізми згоряння вугілля

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Для спрощення деякі реакції моделюються неявно. Розглядаються лише реакції, пов'язані з тепловими втратами та витратами вуглецю, необхідними для підтримання теплового балансу. Це, зокрема, реакція відновлення Si, реакція карбюризациї та плавлення шлаку, що складається з FeO та пустої породи. Реакції відновлення S, P, Mn та подібних елементів ігноруються через їх низький вміст. Реакції карбюризациї та відновлення силіцію враховано через додавання вуглецю та кремнію до складу чавуну — відповідно, 4% і 0,4% маси у поточному дослідженні.

### 2.3. Моделювання та граничні умови

Моделюється ДП об'ємом 5000 м<sup>3</sup> з діаметром подини 14,5 м і 40 фурмами. На рисунку 2.1 показано розрахункову область. Доменна піч вважається симетричною в стабільному режимі. Підмодель процесу згоряння розглядає сегмент печі на 9° за колом, що містить одну фурму. Труба дуття спрямовує дуття в піч під нахилом 15 градусів. Сопло розташоване в центрі труби. Носій для подачі азоту вводиться через внутрішнє кільце, тоді як кисень — через зовнішнє. Подина моделюється як плоско-симетрична, тож враховується лише її половина.

На верхній межі шихти задано граничну умову для газової фази як отвір із надлишковим тиском 230 кПа, а для твердої фази — умову швидкості. Така ж швидкість задана в радіальному напрямку. Витрата коксу регулюється шляхом задання додаткового вхідного масового потоку на основі балансу вуглецю в печі. Такий підхід дозволяє прогнозувати витрати коксу при фіксованій продуктивності. На вході також задано постійну швидкість газу з урахуванням температури та складу. Частинки вугілля вводяться разом з газом-носієм через сопло труби дуття, без початкової відносної швидкості між газом і вугіллям.

Коефіцієнт теплопередачі через бічні стінки задано як  $5 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}$ , за умови зовнішньої температури 300 К ( $27^\circ\text{C}$ ). Дренаж вважається неперервним із постійним рівнем рідини. Температурний профіль на холодній стінці вогнетриву приймається з попередніх досліджень [198].

У таблицях 2.2 і 2.3 наведено фізичні властивості та умови експлуатації відповідно. У кожному моделюванні продуктивність залишається фіксованою, а витрати коксу — змінною величиною. Рівень ПВП фіксується в кожному розрахунку. У базовому сценарії він становить 185 кг/т чавуну. Розглядається три групи розрахунків:

- Група I: рівень ПВП змінюється від 35 до 235 кг/т чавуну за заданих умов дуття та завантаження. Це дозволяє визначити максимально допустимий рівень ПВП.
- Група II: розглядається збагачення киснем від 3% до 5% за фіксованого об'єму дуття, щоб досягти максимуму згоряння [213, 214].
- Група III: оптимізується профіль завантаження шихти на основі результатів перших двох груп. Передбачено рівномірний розподіл руди/коксу по радіусу, з більшим вмістом коксу в центральній частині. Такий профіль сприяє ефективному використанню газу і підтримці проникності шихти [198, 215].

Центральне завантаження коксу описується параметром центрального отвору ( $L_0$ ). На рисунку 2.3 показано розподіл шихти при різних значеннях  $L_0$ .

Таблиця 2.2.

## Фізичні властивості, використані в поточному дослідженні

Фізичний процес	Значення
Склад руди, %	TFe 59.97, FeO 5.33, SiO <sub>2</sub> 3.6, Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 1.2, CaO 7.24, MgO 1, P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> 0.1, MnO 0.19
Густина насипу руди	2880 кг/м <sup>3</sup>
Питома теплоємність руди	$a_1 + b_1 * T_s + c_1/T_s^2$ Дж/кг·К
Теплопровідність руди	3 Вт/м·К
Середній розмір руди	18 мм
Склад коксу, %	C 87.04, SiO <sub>2</sub> 6.08, Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 4.18, CaO 0.40, MgO 0.024
Густина насипу коксу	500 кг/м <sup>3</sup>
Питома теплоємність коксу	$a_2 + b_2 * T_s + c_2/T_s^2$ Дж/кг·К
Теплопровідність коксу	16.5 Вт/м·К
Середній розмір коксу	40 мм
Вища теплота згоряння коксу	32.79 кДж/кг
Пробний аналіз вугілля, % (ad)	Волога 1.5, Зола 9.39, Леткі речовини 19.38, Фіксований вуглець 69.73
Елементний склад вугілля, % (daf)	C 81.69, H 3.51, O 5.27
Розмір вугілля	Розподіл за Розін-Раммлером, середній розмір 65 мкм
Вища теплота згоряння вугілля	30.08 кДж/кг
Склад шлаку, %	CaO 32.4, MgO 12.0, SiO <sub>2</sub> 32.4, Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 20.0, FeO 1.6, MnO 0.9, S 0.7
Питома теплоємність шлаку	792 Дж/кг·К
Теплопровідність шлаку	0.57 Вт/м·К
Густина шлаку	2600 кг/м <sup>3</sup>

продовження таблиці 2.2.

Фізичний процес	Значення
В'язкість шлаку	0.005 Па·с
Склад чавуну, %	C 4, Si 0.4, Mn 0.45, P 0.03, S 0.03, Fe 95.09
Питома теплоємність чавуну	850 Дж/кг·К
Теплопровідність чавуну	$0.01587 * T_m$ [Вт/м·К]
Густина чавуну	$6825.5 - 0.50025 * (T_m - 1823)$ кг/м <sup>3</sup>
В'язкість чавуну	$(3.699 \times 10^{-4})e^{(41400 / RT_m)}$ Па·с
В'язкість твердої фази	1 Па·с в активній зоні, 100 Па·с в зоні застою
Газовий склад, %	Ідеальне змішування CO, CO <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> O, O <sub>2</sub> , N <sub>2</sub> , VM1, VM2
Питома теплоємність газу	$a_z + b_z * T_g + c_z * T_g^2$ Дж/кг·К
Теплопровідність газу	Ідеальне змішування
Густина газу	Ідеальне змішування
В'язкість газу	Ідеальне змішування

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Таблиця 2.3.

## Умови експлуатації в поточному дослідженні

Умови моделювання	Значення (* позначає базовий випадок)
Продуктивність	2.2 т/м <sup>3</sup> /день (фіксовано для всіх випадків)
Ефективний об'єм	4960 м <sup>3</sup>
Швидкість дуття	7200 Нм <sup>3</sup> /хв
Температура дуття	1503 К (1230 °С)
Вологість дуття	15 г/Нм <sup>3</sup>
Збагачення киснем	3%*, 3.5%, 4%, 4.5%, 5% (базовий випадок позначено жирним)

продовження таблиці 2.3.

Умови моделювання	Значення (* позначає базовий випадок)
Температура $O_2$	873 К (600 °С)
Верхній тиск	230 кПа
Швидкість вдування ПВП	35, 85, 135, 185*, 210, 235 кг/т чавуну
Швидкість подачі газу	2304 Нм <sup>3</sup> /Год (100% N <sub>2</sub> )
Співвідношення коксу	Прогнозоване
Партія агломерату	130 т/партію (агломератна база)
Партія коксу	24.3 т/партію (коксова база)
Температура шихти	300 К (27 °С)
Температура вдування вугілля	323 К (45 °С)
$L_0$ параметра розподілу шихти	0, 0.05*, 0.01, 0.015, 0.2

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

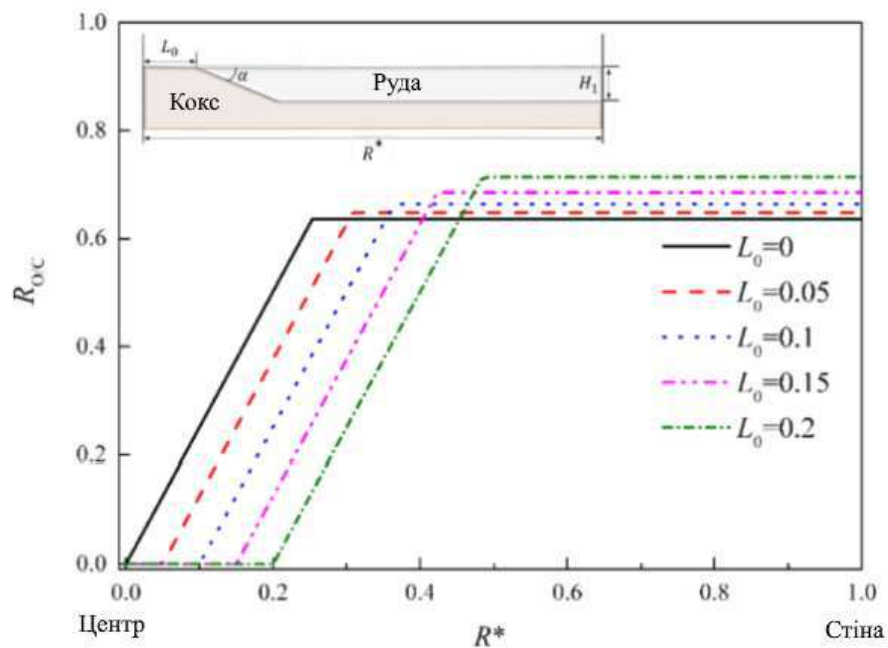


Рис. 2.3. Профілі шихти, розглянуті в даному дослідженні

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

На рисунку 2.3,  $R_{0/c}$  — об'ємна частка руди, виражена як  $\frac{V_{\text{руда}}}{V_{\text{руда}} + V_{\text{кокс}}}$ ,  $R^*$  — безрозмірна відстань до центру,  $H_1$  - товщина шару руди,  $\alpha$  — кут нахилу коксової купи, встановлений на  $36,5^\circ$ , що відповідає куту реакції коксової купи [216]. Маса партії руди залишається сталою при зміні  $L_0$  шляхом регулювання  $H_1$ .

#### 2.4. Результати дослідження

Достовірність підмоделей та оригінальної інтегрованої моделі була перевірена в інших дослідженнях [180, 198, 203–205]. У зв'язку з новими розробками інтегровану модель знову перевірено для доменної печі об'ємом  $5000 \text{ м}^3$ . Умови роботи ДП залишаються такими самими, як і в попередніх дослідженнях [198].

У таблиці 2.4 порівнюються обчислені загальні показники ефективності з результатами промислових вимірювань, які демонструють задовільну відповідність. Слід зазначити, що модель здатна коректно передбачати вміст  $\text{H}_2$  у доменному газі, хоча цей вміст і незначний і раніше не враховувався. Усі результати підтверджують, що модель може бути використана для моделювання процесу виплавки чавуну у ДП, принаймні на якісному рівні.

Рівень ПВП суттєво впливає на роботу ДП [160, 217, 218]. У цьому розділі спочатку аналізується його вплив на загальні показники ефективності. Далі аналізується згоряння вугілля, поведінка багатофазного потоку та термохімічні характеристики. Аналогічну структуру використано для вивчення взаємодії між вдуванням ПВП, збагаченням киснем і розподілом шихти зверху. Ці аналізи дозволяють визначити максимально допустимий рівень ПВП з огляду на температуру чавуну, перепад тиску, згоряння вугілля та коефіцієнт заміщення коксу. З міркувань зручності максимальний допустимий рівень ПВП надалі називається «максимальний рівень ПВП».

Таблиця 2.4.

Порівняння змодельованих та виміряних показників ефективності доменної печі об'ємом 5000 м<sup>3</sup>

Властивість	Вимірне значення	Прогнозоване значення	Похибка
Продуктивність	2.2 т/м <sup>3</sup> /день	2.2 т/м <sup>3</sup> /день	--
Витрата коксу	302 кг/т чавуну	297.8 кг/т чавуну	-1.39%
Температура колошникового газу	453–513 К (180–240 °С)	454 К (181 °С)	0.22%
Ефективність використання СО	51.5%	52.7%	2.33%
Мольна частка Н <sub>2</sub> у колошниковому газі	3.0–3.3%	3.28%	-0.60%
Втрати тиску	120–175 кПа	128.5 кПа	7.08%
Температура чавуну	1793–1783 К (1515 ± 5 °С)	1774 К (1501 °С)	-0.60%

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Рисунок 2.4 демонструє загальну ефективність доменної печі (ДП) при різних рівнях подачі пиловугільного палива (ПВП) за заданих параметрів дуття та шихти. Із зростанням рівня ПВП, витрати коксу спочатку зменшуються лінійно, а потім сповільнюються при критичному рівні ПВП, що дорівнює 185 кг/т чавуну (рис. 2.4(а)). Цей критичний рівень відповідає максимальній здатності до споживання напівкоксу. При рівнях ПВП нижчих за цей критичний поріг, залишки напівкоксу повністю реагують у зоні гарячого дуття. Інакше, надлишковий напівкокс залишає піч разом із відхідними газами, що призводить до зниження коефіцієнта заміщення вугілля коксом ( $=\Delta m_{\text{кокс}}/\Delta m_{\text{вугілля}}$ ), і, відповідно, до значного зростання загальної витрати палива (рис. 2.4(а)). Коли рівень ПВП становить менше ніж 185 кг/т чавуну,

$\Delta m_{\text{кокс}}/\Delta m_{\text{вугілля}} \approx 0.956$ , що є типовим значенням для металургійного вугілля з низьким вмістом летких речовин.

У відповідь на зміну витрати палива зі зростанням ПВП, обидва коефіцієнти використання газу:

$$\eta_{H_2 + CO} \left( = \frac{V_{H_2O} + V_{CO_2}}{V_{H_2O} + V_{H_2} + V_{CO} + V_{CO_2}} \right) \quad (2.4.)$$

$$\eta_{H_2} \left( = \frac{V_{H_2O}}{V_{H_2O} + V_{H_2}} \right) \quad (2.5.)$$

спочатку зростають, а згодом стабілізуються (рис. 2.4(b)).

Рисунок 2.4(с) демонструє, що зі збільшенням подачі ПВП втрата тиску зростає, а потім стабілізується. Тонший шар коксу, що формується внаслідок зменшення витрати коксу, зумовлює зростання втрат тиску. Важливо зазначити, що при рівнях ПВП, вищих за 185 кг/т чавуну, витрати коксу вже практично не змінюються, тому й втрати тиску залишаються майже незмінними.

Як показано на рис. 2.4(d), температура відхідних газів демонструє схожу залежність із втратами тиску, і ця залежність пояснюється коефіцієнтом теплового потоку

$$H_f \left( = \frac{cp_s \cdot w_s}{cp_g \cdot w_g} \right) \quad (2.6.)$$

Загалом, вищий  $H_f$  означає більшу потребу в енергії для нагріву матеріалу [219]. Зі зростанням ПВП витрати коксу знижуються, що спричиняє зменшення швидкості опускання твердої шихти, тоді як швидкість газу залишається майже сталою. Як наслідок, зменшується тепловий потік, що полегшує нагрівання газу й підвищує температуру у верхній частині печі.

На відміну від температури відхідних газів, температура рідкої фази знижується із зростанням ПВП через різке зменшення температури факела (рис. 2.4(d)). На рисунку температура чавуну також вказана як опорна. Температура чавуну повинна бути вищою за опорну, щоби забезпечити текучість шлаку й належну якість чавуну. Однак вона не повинна бути надто високою, щоб уникнути надмірного енергоспоживання, пошкодження стінок або скорочення ресурсу льотки тощо.

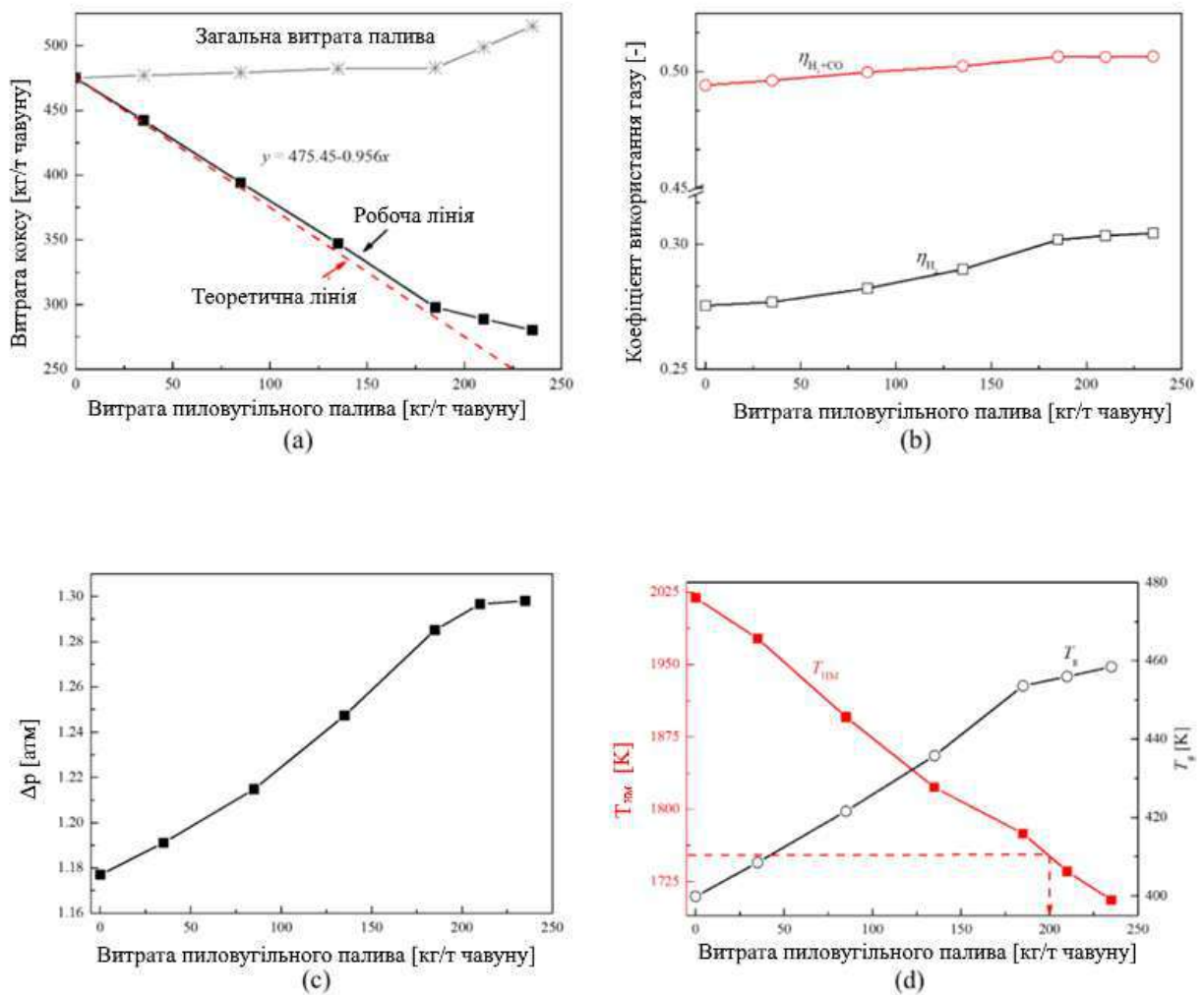


Рис. 2.4. Загальні показники роботи доменної печі залежно від швидкості подачі пиловугільного палива (ПВП): (а) витрати коксу та палива, (б) коефіцієнт використання доменного газу, (с) перепад тиску, (д) температура відхідного газу та температура чавуну

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Результати на рисунку 2.4 свідчать про існування граничної швидкості подачі ПВП. За умов постійної продуктивності, гранична швидкість подачі ПВП становить 185 кг/т чавуну. При перевищенні цього значення спостерігається зниження здатності до горіння вугілля, що призводить до значного винесення незгорілого коксу через верхню частину доменної печі, і, відповідно, до неефективного використання палива. Крім того, температура чавуну є близькою до опорної температури чавуну при граничному значенні подачі ПВП, а втрати тиску не досягають максимального рівня. Слід зазначити, що додатковий тиск, спричинений накопиченням незгорілого коксу в шарі частинок, не враховується в поточному моделюванні, як і в попередніх дослідженнях [160, 180]. Для усунення цього недоліку необхідно подальше вдосконалення моделі. Проте саме здатність до горіння вугілля є визначальним чинником при встановленні максимальної швидкості подачі ПВП. Вона пов'язана також з іншими параметрами, зокрема температурою чавуну, коефіцієнтом заміщення коксу вугіллям і втратою тиску. З огляду на це, розрахункова гранична швидкість подачі ПВП у цьому дослідженні знаходиться в діапазоні від 180 до 250 кг/т чавуну, що визначено на основі теоретичного аналізу та експериментальних досліджень залежно від коефіцієнта заміщення та проникності шару [160, 166, 217, 218].

Швидкість подачі ПВП впливає на згоряння вугілля в зоні роздування, а також змінює структуру потоків і термохімічний стан поза цією зоною. Ці явища, у свою чергу, частково змінюють поведінку зони роздування, особливо згоряння коксу. Вперше цю взаємодію та пов'язані з нею анізотропні характеристики зони роздування було змодельовано в межах однієї моделі або в єдиному програмному середовищі. Це дозволяє ефективно досліджувати вплив вдування ПВП на всю доменну піч. У цьому випадку як приклад взято базову ситуацію (див. таблицю 2.3) для демонстрації можливостей моделі. Як показано на рисунку 2.5(а), більшість незгорілого вугілля залишає зону роздування через передню поверхню, тоді як рециркуляційний вихор захоплює

залишки й спрямовує їх до верху зони роздування, де вони зрештою повністю згорають.

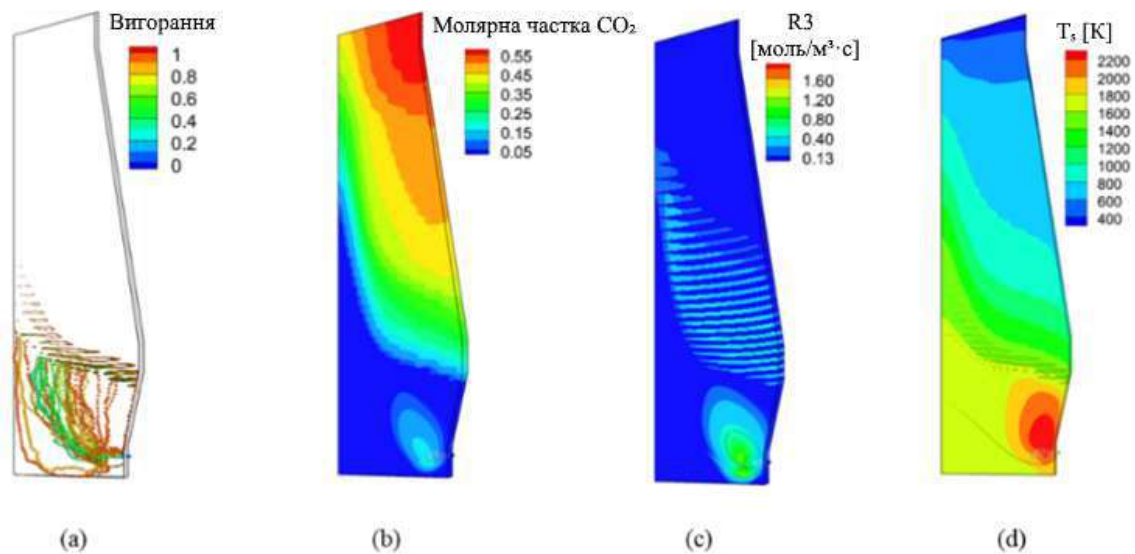


Рис. 2.5. (а) Траєкторії вугілля та просторові розподіли, (b) молярна частка CO<sub>2</sub>, (c) швидкість реакції втрати розчину R3, (d) температура твердої фази при  $L_0 = 0.05$ .

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Рециркуляційний вихор у зоні роздування забезпечує достатній контакт між частинками вугілля та дуттям. Внаслідок цього ступінь згорання вугілля вздовж основного шлейфу знижений у порівнянні з рециркуляційною зоною. Крім того, вміст CO<sub>2</sub> є вищим, ніж інших компонентів, що слідує за траєкторіями вугілля (рис. 2.5(b)), оскільки під час згорання вугілля спочатку утворюється CO<sub>2</sub>. Далі CO<sub>2</sub> перетворюється на CO внаслідок газифікаційних реакцій між вугіллям і коксом, що опускається всередині і навколо зони роздування (див. рисунок 2.5(c)). Ці явища також призводять до формування анізотропного температурного поля в зоні горіння, як показано на рисунку 2.5(d).

За допомогою поточної моделі оцінено характер згорання з урахуванням рівня вдування пиловугільного палива (ПВП). На рисунку 2.6(a) показано

типові профілі газового складу та температури вздовж лінії вдування для двох рівнів ПВП. Вздовж цієї лінії спостерігається, що поява  $\text{CO}_2$  та  $\text{H}_2\text{O}$  відбувається раніше, ніж  $\text{CO}$  та  $\text{H}_2$ , через швидке згоряння летких речовин, утворених при піролізі вугілля. Уздовж шлейфу вугілля також зафіксовано різке зниження концентрації  $\text{O}_2$  і значне підвищення температури. Надалі  $\text{CO}_2$  та  $\text{H}_2\text{O}$  додатково перетворюються на  $\text{CO}$  і  $\text{H}_2$  внаслідок ендотермічних реакцій втрати розчину та водогазової реакції. Як наслідок, максимальні концентрації  $\text{CO}_2$  і  $\text{H}_2\text{O}$  зосереджуються поблизу передньої частини фурменої зони, де  $\text{CO}$  і  $\text{H}_2$  починають зростати, а температура поступово знижується до досягнення рівноваги. Ці результати узгоджуються з попередніми прогнозами моделі згоряння у фурменій зоні [180, 199].

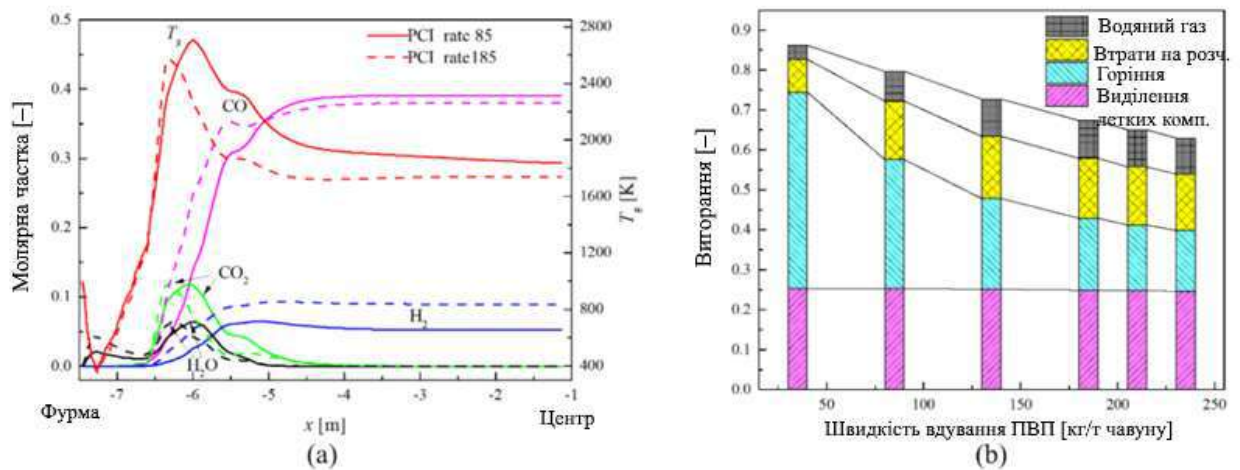


Рис. 2.6. Поведінка згоряння при різних швидкостях подачі ПВП:

- (а) розподіли компонентів і температури вздовж осі,
- (б) статистика вигорання вугілля в зоні раковини.

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Крім того, при високому рівні ПВП спостерігається різке зниження температури газу, що призводить до зменшення температури чавуну (див. рисунок 2.4(d)), чого не здатна передбачити лише субмодель фурменої зони. Це явище пояснюється підвищенням утворенням летких речовин при вищому рівні ПВП, що, у свою чергу, посилює ендотермічні реакції, зокрема дегазацію

вугілля та водогазову реакцію. В результаті зона згоряння (тобто зона з максимальною температурою) зміщується ближче до фурми із зростанням ПВП, як показано на рисунку 2.6(a).

Для оцінки ефективності згоряння вугілля при різних рівнях ПВП було проаналізовано реакції, що сприяють вигоранню у фурменій зоні. Результати наведено на рисунку 2.6(b). Вигорання визначено як

$$\left(1 - \frac{m_{a,0}}{m_a}\right) / (1 - m_{a,0}) \quad (2.7.)$$

де  $m_{a,0}$  і  $m_a$  — це масова частка золи до і після згоряння відповідно. Як показано на рисунку 2.6(b), загальний рівень вигорання стрімко зменшується, а далі сповільнює темпи зниження при вищих рівнях ПВП. Це зумовлено здебільшого ускладненим згорянням коксового залишку через надмірне зростання співвідношення кисню. Проте частково це компенсується інтенсифікацією реакцій втрати розчину та водогазової реакції. Загалом, при низьких рівнях ПВП основну роль відіграє згоряння коксу. Із підвищенням ПВП важливішими стають реакції водогазового типу та згоряння коксу, тоді як роль втрати розчину зменшується.

На рисунку 2.7 зображено розподіл швидкостей газу й рідини та температури твердої фази при різних рівнях ПВП. Спостерігається, що зі збільшенням ПВП швидкість газу на виході з фурменої зони знижується (рисунок 2.7(a)), що пов'язано зі зниженням температури полум'я. Водночас співвідношення О/С є вищим у периферійній зоні, ніж у центральній. Зменшення витрат коксу підсилює цей ефект. При цьому газова швидкість у верхній частині доменної печі біля центру зростає, що підвищує положення зони когезії при високому ПВП. Унаслідок зростання О/С у периферії рідка фаза переміщується ближче до стінки, знижуючи теплопередачу між газом і рідиною. Це явище разом зі зменшенням температури полум'я призводить до суттєвого зниження температури рідкої фази при високому ПВП.

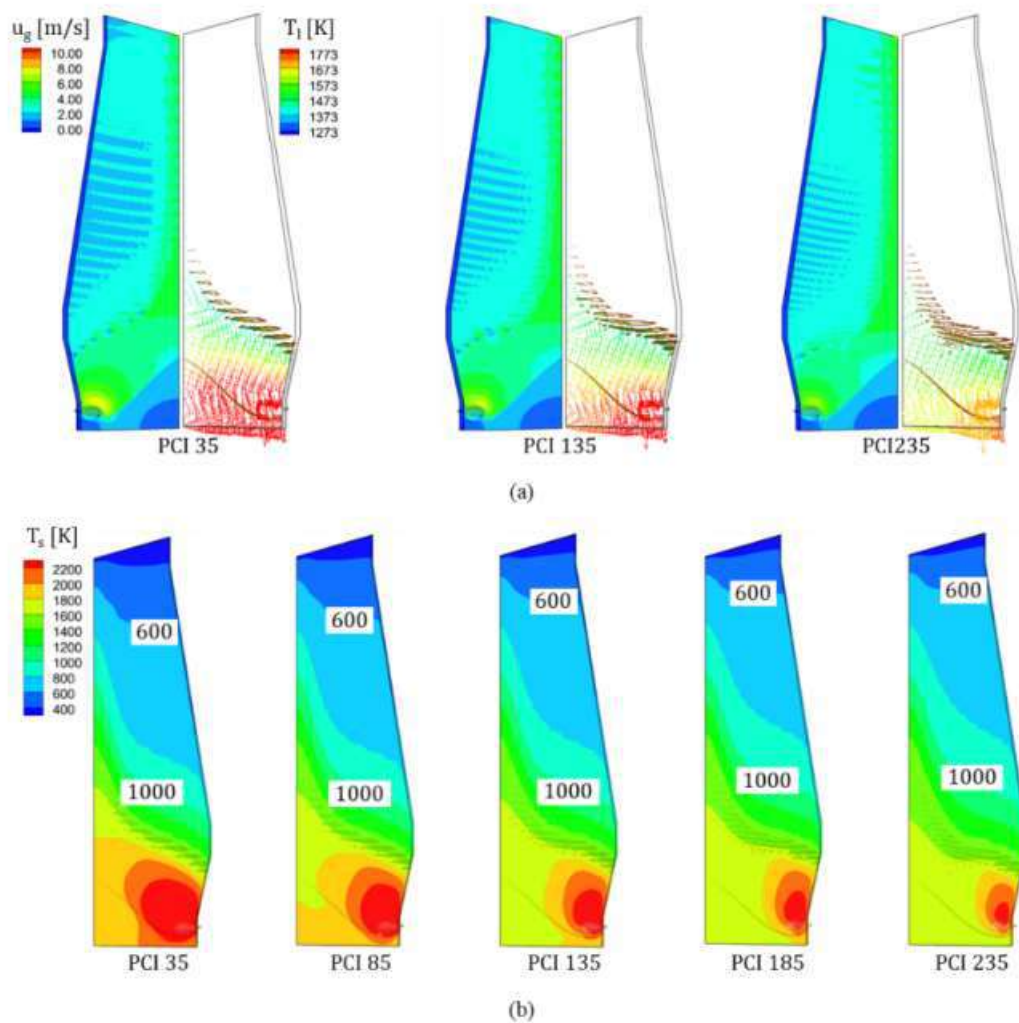


Рис. 2.7. Внутрішні стани при різних швидкостях подачі ПВП:  
 (а) розподіли швидкості газу (ліворуч) та вектори швидкості рідини,  
 зафарбовані температурою рідини (праворуч),  
 (б) розподіли температури твердої фази.

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

З рисунку 2.7(b) видно значне зниження температури твердих матеріалів у зоні капання, спричинене зниженням температури полум'я при вищій швидкості вдування пиловугільного палива. Навпаки, температура твердих речовин у сухій зоні підвищується. Це пояснюється тим, що тверда фаза легше нагрівається в сухій зоні, де зменшена швидкість спуску коксу знижує швидкість теплопередачі. Крім того, рисунок 2.7(b) показує, що зона згоряння

(тобто зона з максимальною температурою) має тенденцію зміщуватись до стінки при збільшенні швидкості вдування пиловугільного палива. Це явище може підвищити теплові втрати через стінку та спричинити ерозію, що є небажаним.

Рисунок 2.8 демонструє, як швидкість вдування пиловугільного палива впливає на відновлення заліза та пов'язані реакції, особливо у верхній частині доменної печі, яку неможливо повністю охопити лише субмоделлю рейсвею.

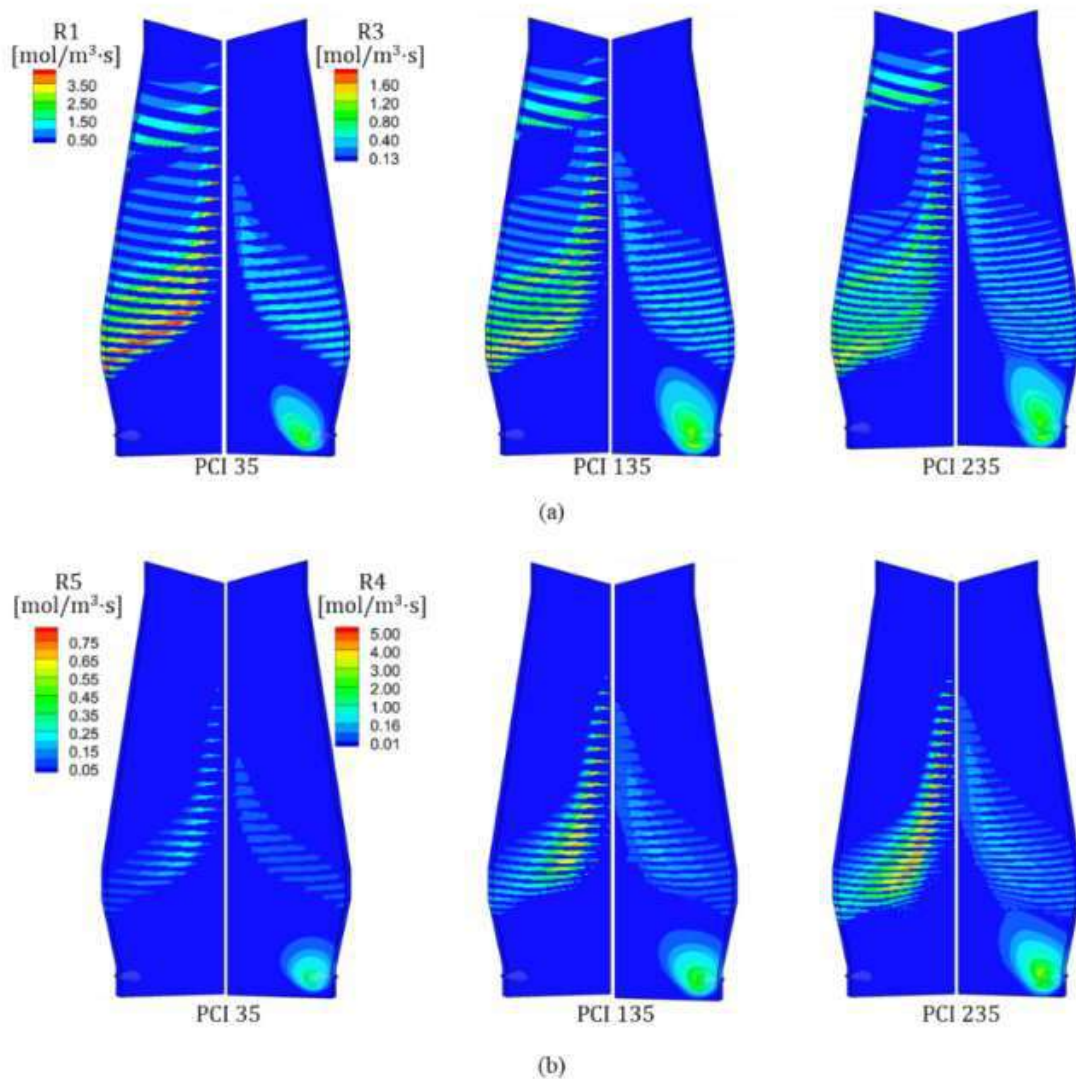


Рис. 2.8. Просторові розподіли швидкостей реакцій при різних швидкостях подачі ПВП: (а) R1 — швидкість непрямого відновлення CO (ліворуч) та R3 — швидкість реакції втрати розчину (праворуч), (б) R5 — швидкість непрямого відновлення  $\text{H}_2$  (ліворуч) та R4 — швидкість реакції водяного газу (праворуч).

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Із зростанням швидкості вдування пиловугільного палива непряма реакція відновлення за участю CO зміщується вище у суху зону через підвищення температури твердих речовин. Інакше кажучи, ця реакція стає менш активною поблизу зони коксування (ЗК). Натомість, інтенсивність непрямого відновлення за участю водню загалом зростає завдяки підвищеній концентрації водню в атмосфері. Такий рівень підвищеної водневої атмосфери можна побачити на рисунку 2.9, де він пояснюється підвищенням частки водню у складі палива.

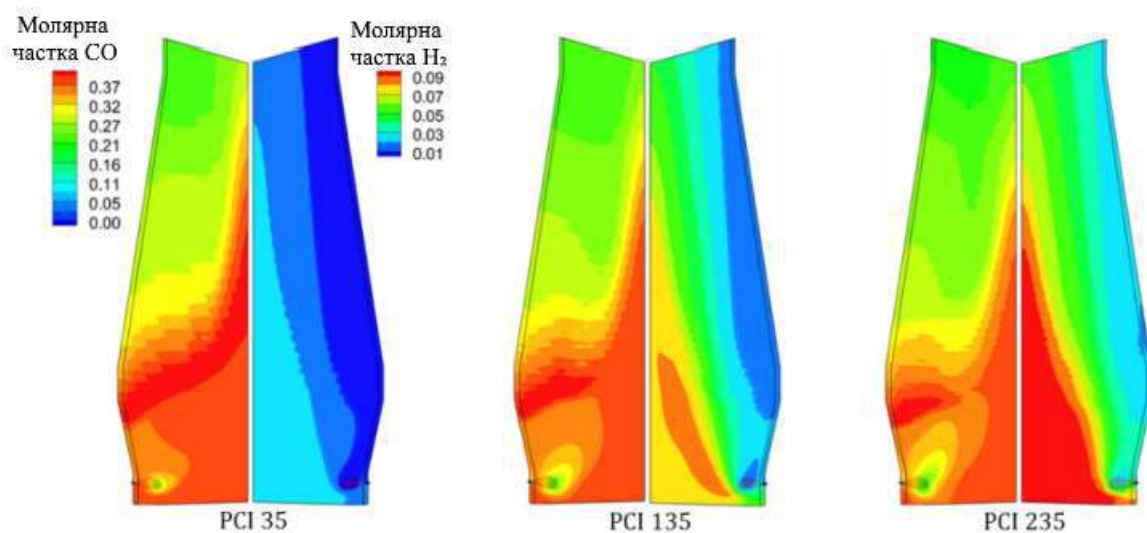


Рис. 2.9. Просторові розподіли CO та H<sub>2</sub> за молярною часткою при різних швидкостях подачі ПВП.

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Рисунок 2.8 також демонструє, що швидкість газифікації коксу — як у формі реакцій розчину, так і реакцій з водяною парою — збільшується зі зростанням швидкості вдування пиловугільного палива. Це зростання пов'язане з підвищеною концентрацією CO<sub>2</sub> та H<sub>2</sub>O у зоні капання, що є наслідком інтенсивного згоряння летких компонентів у зоні рейсвею. Водночас, подібна тенденція у сухій зоні пояснюється підвищенням температури твердих частинок.

Для кількісної оцінки було зібрано статистичні результати реакцій у доменній печі, що подані на рисунку 2.10. Зі збільшенням швидкості вдування пиловугільного палива загальна швидкість непрямого відновлення за участю CO спочатку зростає, а потім зменшується.

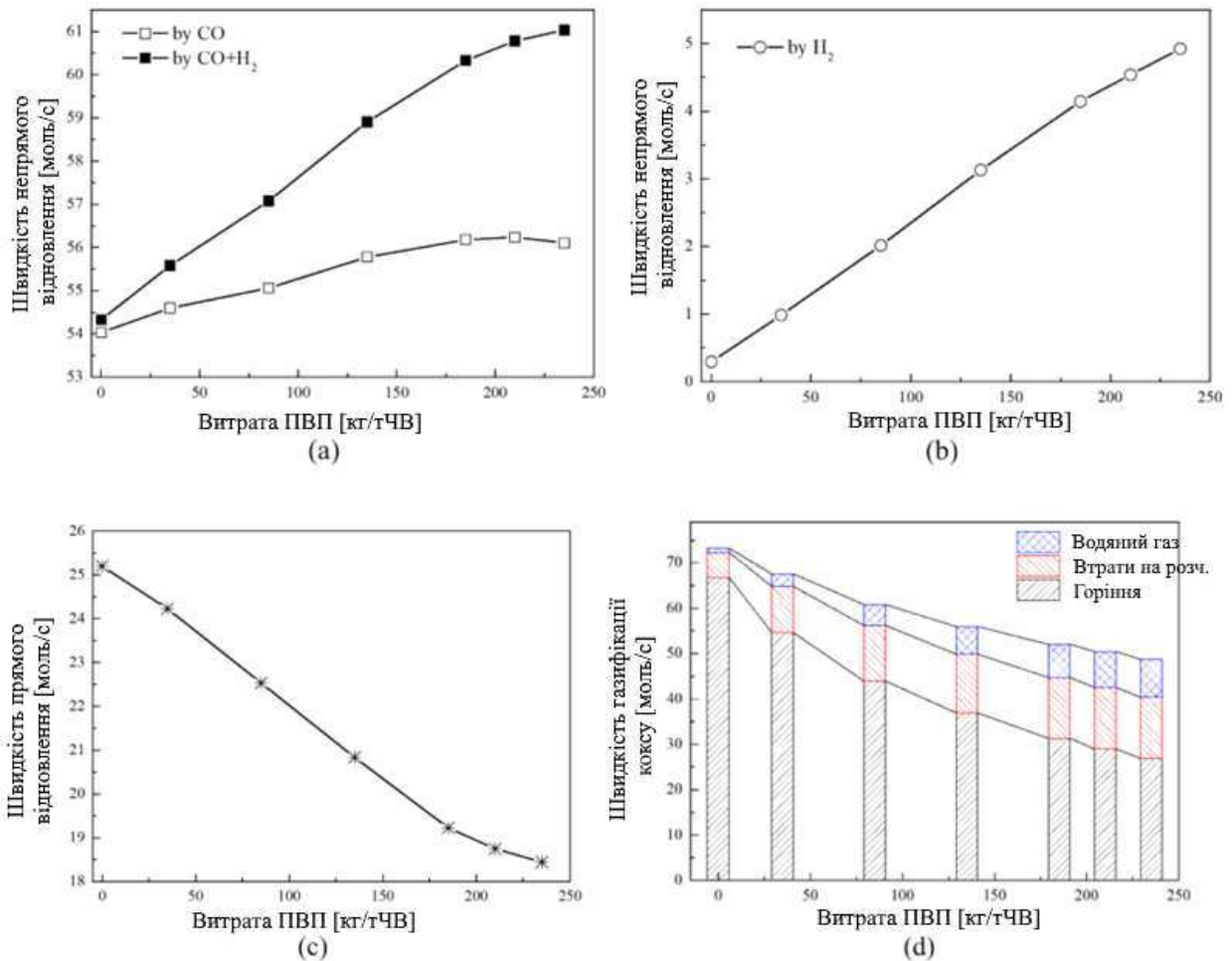


Рис. 2.10. Загальні швидкості реакцій як функція швидкості подачі ПВП:  
 (а) швидкість непрямого відновлення, (б) швидкість непрямого відновлення Н<sub>2</sub>,  
 (с) швидкість прямого відновлення,  
 (д) швидкість газифікації кокс

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Оскільки продуктивність залишається сталою, зниження витрати коксу при вищому рівні вдування призводить до збільшення кількості рудних шарів.

Крім того, газифікація вугілля, яким замінено кокс, змінює тип реакцій із твердотілих на газо-тверді. Обидва ці чинники сприяють зростанню швидкості непрямого відновлення CO. Проте це зростання стримується тим, що інтенсивність непрямого відновлення за участю  $H_2$  (рис. 2.10(b)) перевищує аналогічне за участю CO, що веде до зниження останнього. Як наслідок, зі збільшенням швидкості вдування пиловугільного палива загальна швидкість непрямого відновлення спочатку зростає, а потім стабілізується, що відповідає спостереженням щодо коефіцієнта утилізації газу на рисунку 2.4(b).

Інакше, зі збільшенням швидкості вдування пиловугільного палива як швидкість прямого відновлення (рис. 2.10(c)), так і швидкість газифікації коксу (рис. 2.10(d)) зменшуються. Зниження згоряння головним чином спричиняє падіння рівня газифікації коксу.

Збагачення киснем є необхідним для підтримки належної температури чавуну та ефективного згоряння вугілля при застосуванні технології ПВП [160, 220]. У цьому розділі аналізується вплив збагачення киснем на ефективність роботи ДП, особливо при різних рівнях ПВП. Для порівняння об'єм дуття залишається постійним, а рівень збагачення змінюється шляхом коригування об'єму дуття.

Цей розділ зосереджений на визначенні оптимального рівня збагачення киснем для типового ПВП. Зокрема, аналізується, чи можливо підвищити допустимий рівень ПВП за допомогою збагачення. Наприклад, рівень ПВП 210 кг/т чавуну розглядається при різних рівнях збагачення, а результати згоряння в прифурмовій зоні наведено на рисунку 2.11. Як зазначалося вище, такий ПВП перевищує максимальний допустимий рівень 185 кг/т при збагаченні 3%. Температура газу та мольна частка CO в відновлювальному газі зростають із підвищенням збагачення (рис. 2.11(a)). Тим часом зростає ступінь згоряння коксу (рис. 2.11(b)) через більшу інтенсивність згоряння.

Загальні зміни в роботі ДП при різних рівнях збагачення показано на рисунку 2.12. Зі зростанням збагачення зростають витрати коксу, а коефіцієнт використання газу знижується (рис. 2.12(a) і (b)). Це пояснюється посиленням

згоряння коксу при вищому вмісті кисню. Аналогічно, із зростанням збагачення зменшується перепад тиску (рис. 2.12(c)).

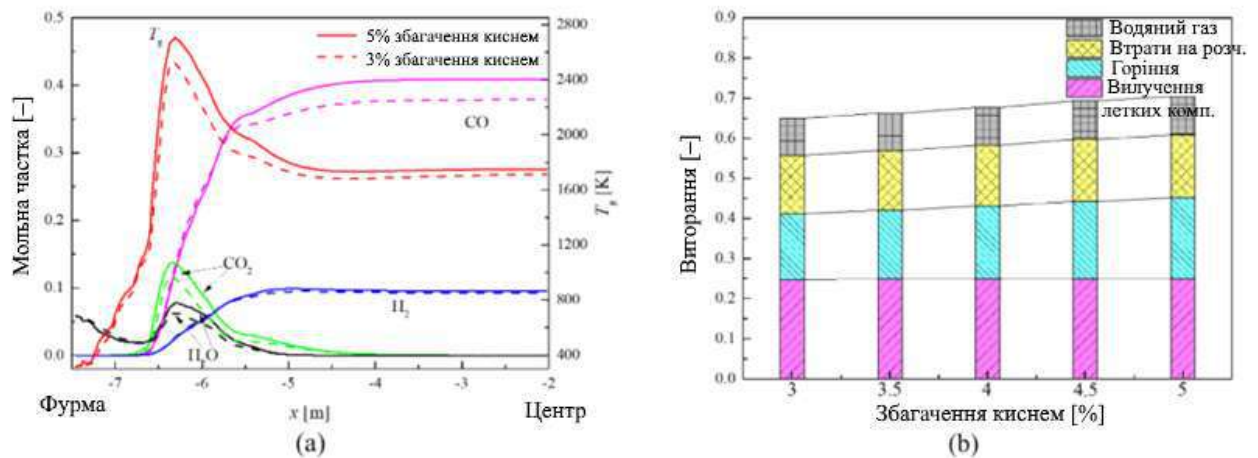


Рис. 2.11. Поведінка згоряння в зоні раковини при різному збагаченні киснем:

- (a) профілі складу і температури уздовж осьової лінії,
- (b) статистика вигорання вугілля в межах раковини

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Проте температура відхідного газу майже не змінюється (рис. 2.12(d)), що пояснюється практично сталою величиною теплового потоку  $N_f$  у шахті при сталих об'ємах дуття та продуктивності.

Рисунок 2.12(d) показує, що температура чавуну значно зростає зі зростанням збагачення киснем. Це пов'язано зі зростанням температури полум'я. Отже, збагачення киснем може компенсувати зниження температури при вищому ПВП. Якщо збагачення занадто високе при фіксованій продуктивності, витрати палива зростають, газ не використовується ефективно, і чавун перегрівается. При збагаченні 4,5% температура чавуну перевищує допустиму. Попередні дослідження [191, 213, 214, 221, 222] показували, що з ростом збагачення витрати палива спочатку знижуються, а потім знову зростають. В умовах поточного дослідження, коли продуктивність фіксована, температура чавуну зростає зі збільшенням кисню.

Таким чином, при вищому збагаченні чавун перегрівается, що потенційно збільшує витрати коксу. Ця тенденція суперечить зменшенню

витрат коксу, показаному на рисунку 2.12(a). Якщо моделювання виконувати при однаковій температурі чавуну, ці суперечливі тенденції вказують на зменшення витрат коксу.

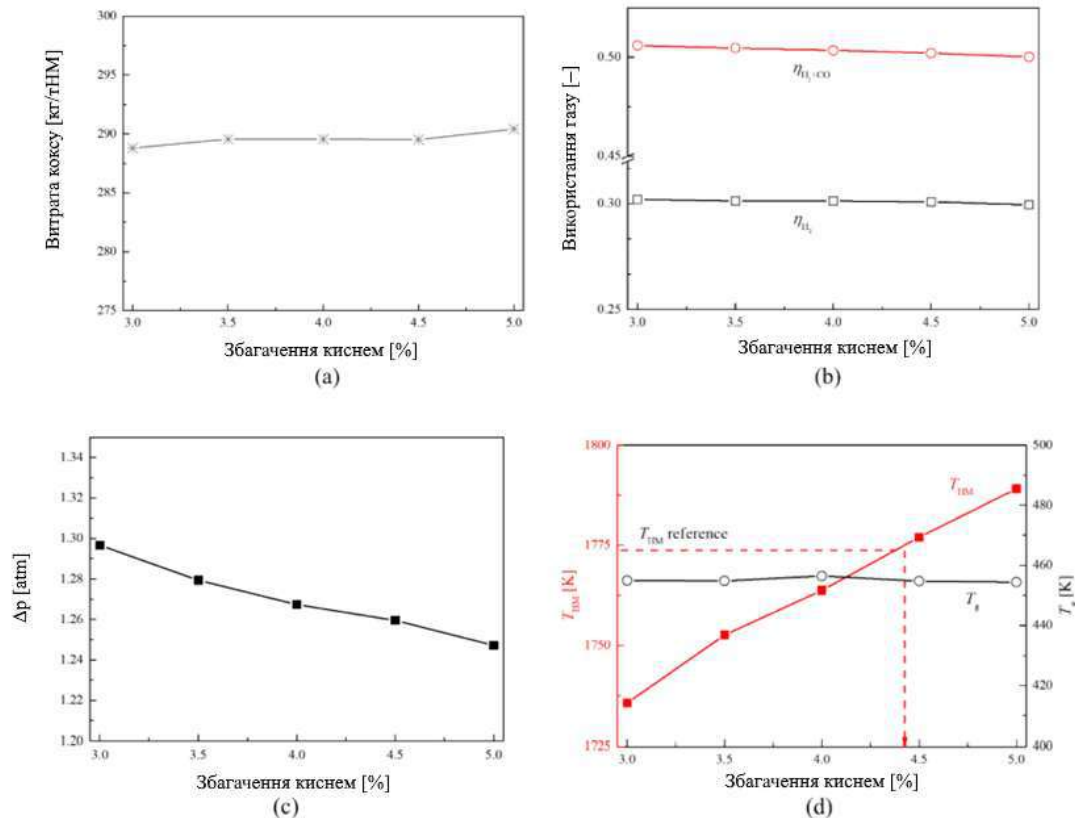


Рис. 2.12. Загальні показники ефективності доменної печі залежно від збагачення киснем при подачі ПВП 210 кг/т чавуну: (а) вигорання вугілля, (б) коефіцієнт утилізації і витрата палива, (с) перепад тиску, (д) температура відхідних газів і температура чавун  
Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Щоб визначити максимальний рівень ПВП для кожного з рівнів збагачення киснем, необхідно встановити зв'язок між витратами коксу та ПВП. Рисунок 2.13 показує такий зв'язок для трьох рівнів збагачення: 1,5%, 3% та 4,5%. Для полегшення обчислень аналізуються лише ділянки навколо відповідних максимумів ПВП. Точки А, В і С відповідають умовам, коли

температура чавуну дорівнює контрольній. Як видно з рисунка 2.13, зі зростанням збагачення збільшується допустимий ПВП, але також зростають витрати палива. Зміна витрат палива відображається довжиною лінії між точкою та початком координат. Отже, зростання витрат палива нівелює вигоду від підвищення ПВП. Якщо ціна вугілля становить 0,6 ціни коксу, тоді збагачення киснем на рівні 3% є оптимальним при заданих умовах.

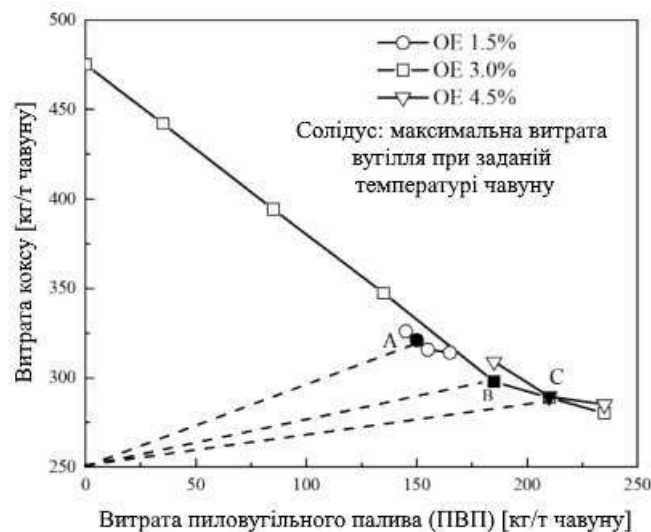


Рис. 2.13. Витрата коксу як функція подачі ПВП при різному збагаченні киснем

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Рисунок 2.14 показує вектори швидкостей газу та рідини, контури температури твердої фази і швидкість непрямого відновлення СО при різних рівнях збагачення. Під час аналізу встановлено, що у сухій зоні збагачення не змінює внутрішні стани значно. Проте в зоні капання температури рідини і твердої фази зростають зі збагаченням. Відповідно, КЗ також трохи розширюється. В цілому форма КЗ залишається майже незмінною. Загальна швидкість непрямого відновлення СО у зоні капання наведена на рисунку 2.15. Очікувано, зі зростанням збагачення відновлювальна атмосфера посилюється, що призводить до зростання швидкостей непрямого відновлення як для СО, так і для Н<sub>2</sub>.

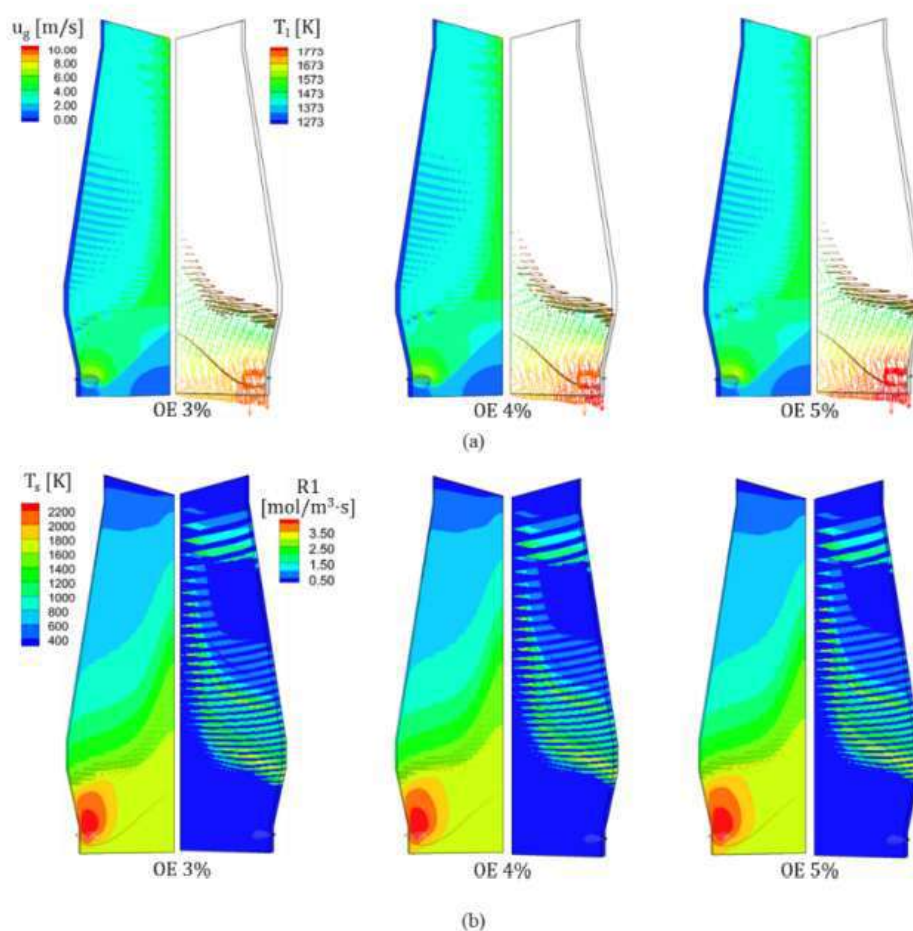


Рис. 2.14. Просторові розподіли внутрішніх параметрів при різному збагаченні киснем (OE) для подачі ПВП 210 кг/т чавуну: (а) швидкість газу (зліва) і вектор рідини (справа), (б) температура твердої фази (зліва) і швидкість непрямого відновлення CO (справа)

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

На рисунку 2.16(a) порівнюється згоряння у прифурмовій зоні для двох характерних схем верхнього завантаження шихти, які описуються різними значеннями центрального отвору ( $L_0$ ). Загалом вплив схеми завантаження на температуру газу за поточних умов є незначним. Те саме стосується середнього ступеня згоряння вугілля (рис. 2.16(b)). Однією з причин цього може бути те, що в поточному дослідженні форма та розміри прифурмової зони є сталими. На практиці вони можуть змінюватися разом із конфігурацією шихти, що в цій моделі не враховано. Подальший розвиток моделі має враховувати ці фактори.

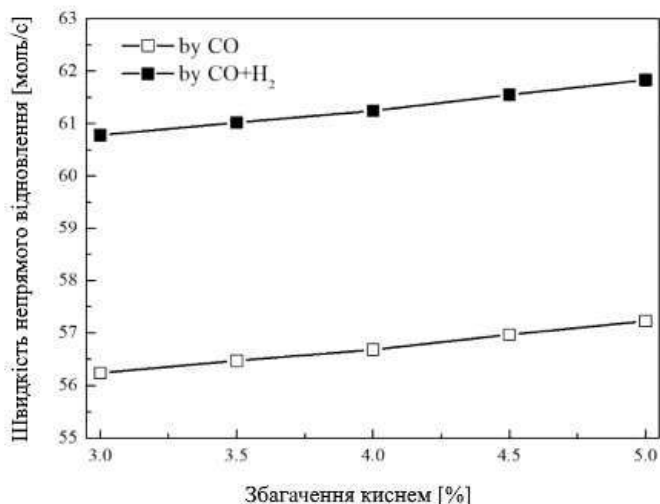


Рис. 2.15. Швидкість непрямого відновлення як функція збагачення киснем  
Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

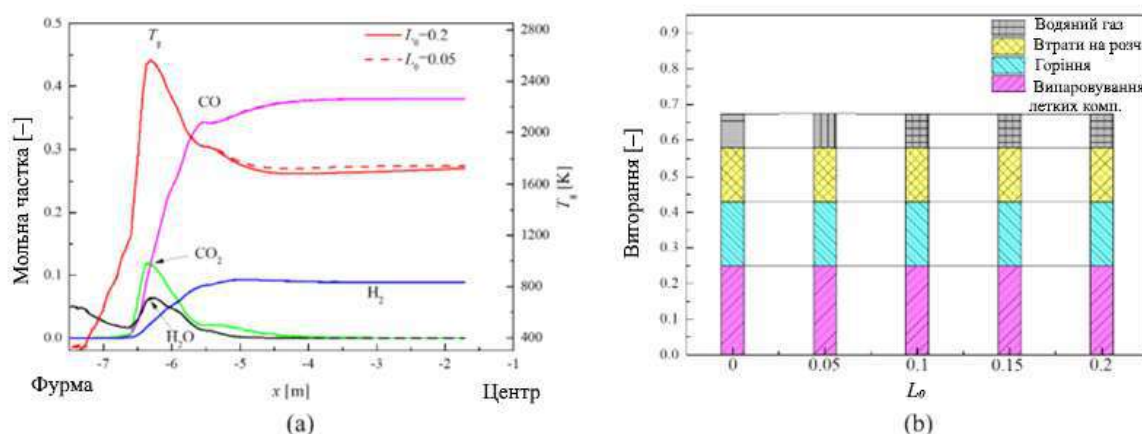


Рис. 2.16. Поведінка згоряння при різних значеннях  $L_0$ : (a) склад і температурні профілі уздовж осьової лінії, (b) статистика вигорання вугілля в межах раковини

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

На рисунку 2.17 показано, як змінюються показники ефективності ДП зі зростанням  $L_0$  при збагаченні киснем 3,5% та ПВП 185 кг/т. Зі зростанням  $L_0$  зростають витрати коксу (рис. 2.17(a)), а також змінюється коефіцієнт використання газу (рис. 2.17(b)) — спочатку він зростає, потім зменшується. Перепад тиску спочатку знижується, потім зростає (рис. 2.17(c)). Це

пояснюється тим, що спочатку поліпшується проникність шару, а далі зменшується товщина коксового шару, що погіршує проникність.

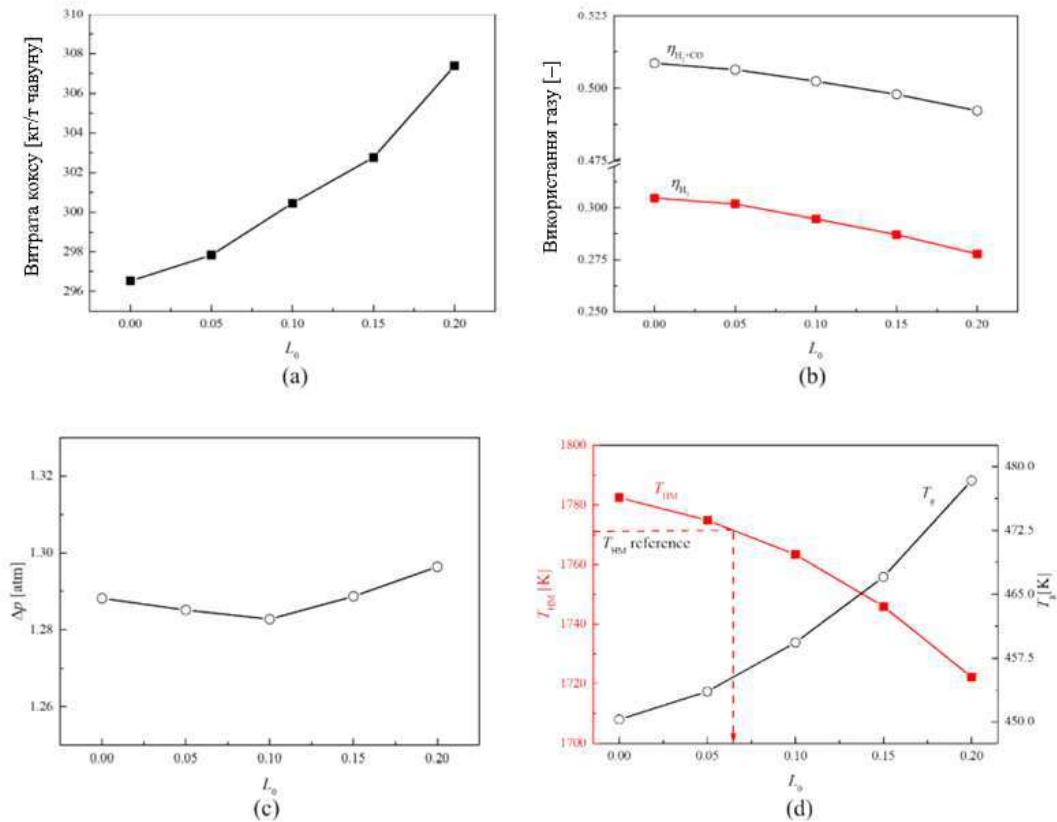


Рис. 2.17. Загальні показники ефективності доменної печі як функція  $L_0$ : (а) витрата коксу, (б) коефіцієнт утилізації газу, (с) перепад тиску, (д) температура відхідних газів і температура чавуну

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

У той же час, зі зростанням  $L_0$  температура відхідного газу зростає, а середня температура рідини знижується. Усі ці результати свідчать про те, що оптимальні показники ДП можуть бути досягнуті за умов низького споживання коксу, достатньої температури чавуну та прийняттого перепаду тиску — наприклад, при  $L_0 = 0,05$ . Випадково саме цей профіль є оптимальним при ПВП 185 кг/т у цьому дослідженні.

Якщо завантаження можна додатково скоригувати під конкретні умови дуття, ПВП може бути дещо підвищено. Це пов'язано з тим, що зміна профілю завантаження впливає на температуру чавуну, як показано на рисунку 2.17(d).

Внутрішній стан при різних схемах завантаження показано на рисунку 2.18. Із ростом  $L_0$  краще розвивається потік у центральній зоні (рис. 2.18(a)). Це пояснюється тим, що підвищене співвідношення коксу до руди в центрі поліпшує проникність шихти, підіймаючи верх когезійної зони (КЗ). Рідинні швидкості біля стінок більші, ніж у центрі. Цей ефект посилюється зі збільшенням  $L_0$ .

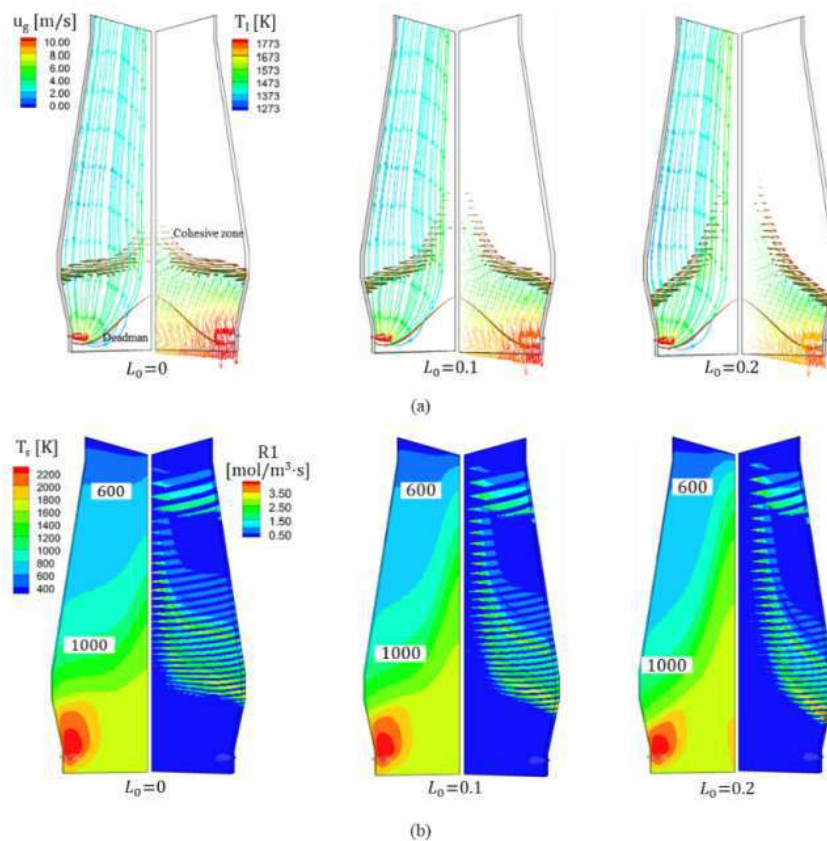


Рис. 2.18. Просторові розподіли внутрішніх станів при різних значеннях  $L_0$ : (a) лінії струму газу (зліва) і вектори рідини (справа), (b) температура твердої фази (зліва) і швидкість непрямого відновлення CO (справа)

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

Помітне зниження температури рідини спостерігається при великому  $L_0$  з двох причин: (1) зменшується відстань нагрівання через нижче розташовану КЗ, а (2) реакція прямого відновлення стає більш вираженою. Після зміни КЗ температура твердої фази у центрі також зростає зі збільшенням  $L_0$  (рис. 2.18(b)). Відповідно, більше тепла вноситься вверх, що підвищує температуру відхідного газу. Зона непрямого відновлення зменшується при більшому  $L_0$ , що пояснює зменшення коефіцієнта використання газу та зростання витрат коксу. Це підтверджується зміною загальної швидкості непрямого відновлення у сухій зоні на рисунку 2.19.

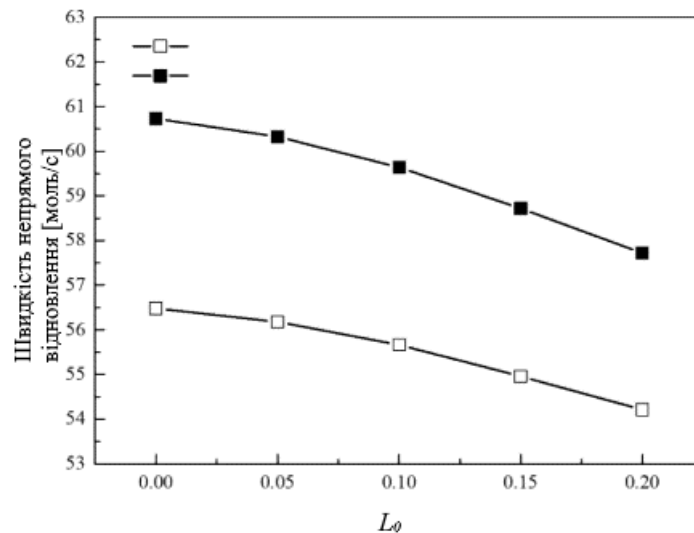


Рис. 2.19. Швидкість непрямого відновлення при різних ступенях відкриття центральної зони  $L_0$

Примітка. Джерело: Розроблено із використанням [223]

## ВИСНОВКИ ОСНОВНОЇ ЧАСТИНИ

Технологія ПВП зазвичай застосовується в доменному виробництві, і рівень ПВП відіграє ключову роль у собівартості, ефективності та надійності процесу. У цьому дослідженні вивчено вплив рівня ПВП на внутрішні процеси та загальну ефективність доменної печі об'ємом 5000 м<sup>3</sup> на основі нової інтегрованої моделі. Додатково проаналізовано взаємодію ПВП із збагаченням киснем і схемою завантаження шихти. Основні висновки наведено нижче.

Зміна ПВП суттєво впливає на роботу ДП за фіксованих умов дуття та шихти. Зі зростанням ПВП зростають швидкості реакцій з водою та втратою розчинення, знижується інтенсивність згорання коксу, але швидкість дегазації майже не змінюється. У результаті змінюється загальна ефективність згорання. При перевищенні критичного ПВП незгоріле вугілля залишає піч, погіршується коефіцієнт заміщення коксу. Із зростанням ПВП швидкість непрямого відновлення СО спочатку зростає, потім знижується, а Н<sub>2</sub> — навпаки. Відповідно змінюється загальна швидкість, а також витрати коксу. При 185 кг/т чавуну досягається оптимальний ПВП за розглянутих умов.

Максимальний ПВП може бути додатково підвищений за допомогою відповідного збагачення киснем у поєднанні з належним завантаженням шихти. Підвищення збагачення покращує згорання вугілля, температуру полум'я та чавуну. Відповідно посилюється непряме відновлення завдяки більш відновній атмосфері. Надмірне збагачення збільшує витрати коксу й палива. Схема завантаження впливає на термохімічні характеристики та загальну ефективність, але менше — на згорання в прифурмовій зоні. При зростанні центрального отвору зростають витрати коксу, КЗ знижується, і час нагріву скорочується, що знижує температуру чавуну. За  $L_0 = 0,05$  та збагаченні киснем 3% досягається оптимальний ПВП у 185 кг/т для найкращої економії палива, температури чавуну та перепаду тиску.

### 3. ОХОРОНА ПРАЦІ

У доменному виробництві виявляється значна сукупність потенційно небезпечних факторів, що виникають у процесі безперервної термічної і механічної обробки залізородних матеріалів. Згідно з керівництвом *Safety Guidelines for Blast Furnace* [224], сам процес виплавки чавуну супроводжується такими основними небезпеками: ураження механічним обладнанням (удари чи затягування), опіки та іскрові розпилення шлаку, загроза пожежі, падіння та ковзання, ураження електричним струмом, а також вдихання пилу, диму, шуму чи високих температур та токсичних газів (наприклад CO) .

До механічних ризиків належать контакти з важким обладнанням і машинами на території доменної печі та завалами матеріалів. Термічні небезпеки полягають у контакті з металом і шлаком температурою понад 1500 °C, що може спричинити тяжкі опіки і іскрові контакти. Водночас підвищена ймовірність загоряння спричинена пилом, коксом і гарячими газами, які виникають у фурмовому просторі. Особливу загрозу створює ризик пожежі через змішування гарячого газу й повітря, особливо у поєднанні з пилом чи вугільними відходами.

Також на виробництві існує ризик електротравм у разі недостатньої безпеки кабелів і обладнання, особливо в умовах високої температури і забруднювальної атмосфери. Окрім цього, через нерівну поверхню або незадовільне освітлення фурма можливі падіння й ковзання, що може призводити до серйозних травм.

Удихання пилу та газів — ще один важливий аспект безпеки: пил, дим, шум і токсичні гази (наприклад, чадний газ) негативно впливають на дихальну, серцево-судинну й нервову системи працівників. Ці фактори спричиняють гострі та хронічні патології.

Оскільки ці чинники одночасно присутні в загрозовому середовищі печі, система охорони праці повинна впроваджувати комплексні заходи безпеки. Інженерні рішення (бар'єри, вентиляція, тепловий захист), організаційні

процеси (регулярні інструктажі, сигнальні системи, аудит умов праці) і технічний контроль (засоби індивідуального захисту, автоматичні системи сигналізації, моніторинг температур тощо) взаємодіють для зменшення ризиків, унеможливлення аварій та забезпечення умов праці, що відповідають міжнародним стандартам безпеки.

Для забезпечення безпеки під час експлуатації доменної печі та мінімізації виробничих ризиків, рекомендовані комплексні заходи:

- Моніторинг і виявлення утечек газу здійснюється шляхом встановлення стаціонарних систем контролю вуглекислого газу та кисню (On-line Gas monitor), а також застосування переносних детекторів CO. Заборонено допуск персоналу на верхні рівні печі без супроводу фахівців з газової безпеки .
- Профілактичні огляди конструкцій печі, зокрема фурм і корпусу, забезпечують виявлення корозії та тріщин, які можуть призвести до утечек чи пошкодження оболонки печі .
- Зменшення пилових і газових викидів досягається за рахунок встановлення електрофільтрів та рукавних фільтрів у системах видалення диму, а також регулярного технічного очищення обладнання (ESP / bag filter).
- Контроль шуму й механічних загроз включає: ліквідацію точок витoku (звук, шум), використання захисних навушників та застосування касок, рукавиць, термостійкого екіпірування й спецвзуття.
- Заходи щодо запобігання послизанню та травмам через падіння предметів — це регулярне прибирання робочої зони, забезпечення захисних поручнів, покриття підлоги протиковзкими матеріалами та застосування касок і інших засобів індивідуального захисту .
- Попередження пожеж і вибухів включає навчання персоналу процедур пожежогасіння, наявність протипожежного обладнання, інженерні рішення (охолодження металевого шлаку шляхом контрольованого водного зрошення), а також перевірку вмісту водню в газі перед зупинкою печі.

– Особливо важливо для зон вилиття металу та шлаку — застосування термостійких захисних комплектів (спеціальні куртки, щитки, рукавички, взуття), використання колективних засобів збору пилу та фуму, встановлення теплових екранів і застосування SOP (інструкцій для безпечної експлуатації) [224].

Доменне виробництво значною мірою впливає на екологію через високу енергоємність і залежність від спалювання викопного палива. Традиційні доменні печі, що працюють на коксі, відносяться до найбільш інтенсивних джерел викидів CO<sub>2</sub> в процесі сталеливаріння: вони генерують в середньому 2,2 тони CO<sub>2</sub> на тонну виробленої сталі — це становить значну частку глобальних викидів парникових газів, близько 7–9 % від загальної кількості .

Основна екологічна загроза походить від викидів вуглекислого газу, що посилюють глобальне потепління, а також від добувної фази (підготовки коксу та первинної обробки), де використовуються вугілля і природний газ, що породжують додаткові екологічні проблеми — забруднення повітря, деградацію земель та виснаження водних ресурсів.

Для обмеження екологічного навантаження на доменному виробництві доцільно застосовувати такі методи:

- Оптимізація топочного процесу: впровадження технологій рекуперації гарячого газу, що зменшує потребу в паливі й відповідно скорочує CO<sub>2</sub>-викиди.
- Перехід на альтернативні джерела енергії: використання природного газу, біомаси або водню замість коксу.
- Установка систем уловлювання CO<sub>2</sub>: встановлення технологій вилучення вуглекислого газу прямо з димових газів печі.
- Моніторинг і звітність: регулярний контроль викидів, впровадження енергомоніторингу, звітування відповідно до міжнародних стандартів сталого розвитку [225].

## ВИСНОВКИ

У межах дипломної роботи було проведено ґрунтовне аналітичне дослідження впливу теплових процесів на формування макроструктури безперервно литої заготовки в умовах доменного виробництва, в якому використовується пиловугільне паливо (ПВП) як замітник частини коксу. Основною метою було виявлення закономірностей, які дозволяють оцінити наслідки зміни теплового режиму на мікро- та макрорівні структури заготовки.

У процесі аналізу з'ясовано, що використання ПВП змінює термодинамічні умови у зоні горну та райсвею, що безпосередньо впливає на розвиток зони плавлення, форму й розміри шлакового та коксового ложа, а отже — і на теплообмін у доменній печі. Це, в свою чергу, відображається на температурному профілі металу, який надходить у кристалізатор, і визначає характер його подальшої кристалізації.

Проаналізовані джерела вказують на те, що при неправильному підборі режиму дуття та дозування ПВП можуть виникати небажані наслідки: зниження температури в зонах кристалізації, виникнення нестабільних фронтів затвердіння, утворення усадочних порожнин і мікротріщин. З іншого боку, при оптимізації режиму інжекції ПВП спостерігається покращення енергетичного балансу процесу, зменшення питомої витрати коксу, підвищення рівномірності затвердіння заготовки та зменшення структурної анізотропії.

Також у межах дослідження було визначено, що характер розподілу температури в перерізі заготовки залежить від швидкості охолодження в зоні кристалізатора та від теплопровідності використовуваних охолоджувальних систем. Правильне регулювання цих параметрів дозволяє формувати рівномірну стовпчасту й рівновісну структуру, що позитивно позначається на механічних властивостях готового виробу.

Узагальнюючи результати аналітичного дослідження, можна зробити висновок, що застосування пиловугільного палива як енергоносія у доменному виробництві не тільки сприяє енергоефективності процесу, а й дає змогу

активно керувати тепловими режимами, що формують макроструктуру заготовки. Такий підхід забезпечує баланс між економічною доцільністю та якістю кінцевого продукту, відкриваючи перспективи для подальшого вдосконалення технології безперервного лиття.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. V.P. Lyalyuk, A.K. Tarakanov, D.A. Kassim, P.I. Otorvin, D.V. Pinchuk, Blast-furnace operation with pulverized-coal injection and with chunk anthracite, *Steel Transl.* 47(7), 469–472 (2017)
2. D. Wu, P. Zhou, H. Yan, P. Shi, C.Q. Zhou, Numerical investigation of the effects of size segregation on pulverized coal combustion in a blast furnace, *Powder Technol.* 342, 41–53 (2019), DOI: 10.1016/j.powtec.2018.09.067
3. R. Nicolle, The operation of charcoal blast furnaces in the XIXth century, *Metall. Res. Technol.* 117(1), 117 (2020), DOI: 10.1051/metal/2019071
4. J.G. Mathieson, H. Rogers, M.A. Somerville, S. Jahanshahi, Reducing net CO<sub>2</sub> emissions using charcoal as a blast furnace tuyere injectant, *ISIJ Int.* 52(8), 1489–1496 (2012), DOI: 10.2355/isijinternational.52.1489
5. A. Babich, D. Senk, M. Fernandez, Charcoal behaviour by its injection into the modern blast furnace, *ISIJ Int.* 50(1), 81–88 (2010)
6. A. Babich, D. Senk, M. Knepper, S. Benkert, Conversion of injected waste plastics in blast furnace, *Ironmak. Steelmak.* 43(1), 11–21 (2016)
7. Y.S. Semenov, V.V. Horupakha, Y.I. Shumelchik, Measures for preventing disruption in the blast furnace operation under use of pulverized coal, *Steel Transl.* 50(2), 100–106 (2020)
8. P.C. Pistorius, J. Gibson, M. Jampani, Natural gas utilization in blast furnace ironmaking: Tuyère injection, shaft injection and prereduction, *Miner. Metals Mater. Ser. no.9783319510903*, Springer International Publishing, 2017, pp.283–292
9. K.S. Abdel Halim, V.N. Andronov, M.I. Nasr, Blast furnace operation with natural gas injection and minimum theoretical flame temperature, *Ironmak. Steelmak.* 36(1), 12–18 (2009),
10. V.P. Lyalyuk, I.G. Tovarovskii, A.K. Tarakanov, V.N. Zakharchenko, D.A. Kassim, Comparison of blast-furnace efficiency with pulverized-coal injection and with anthracite chunks, *Steel Transl.* 44(1), 34–37 (2014),

11. C. Zou, et al., Structure and reactivity of low-rank coal chars prepared from fluidized bed and moving bed pyrolyzers and the potential for using them in Pulverized Coal Injection (PCI), *Metall. Mater. Trans. B. Process. Metall. Mater. Process. Sci.* 50(5), 2304–2318 (2019)
12. K. Yamaguchi, H. Ueno, M. Naito, K. Tamura, Maximum injection rate of fine ore into blast furnace through tuyeres, *ISIJ Int.* 31(7), 677–684 (1991)
13. A. De Girolamo, N.K. Lameu, L. Zhang, Y. Ninomiya, Ignitability and combustibility of Yallourn pyrolysis char under simulated blast furnace conditions, *Fuel Process. Technol.* 156, 113–123 (2017)
14. J. Liao, A.B. Yu, Y. Shen, Modelling the injection of upgraded brown coals in an ironmaking blast furnace, *Powder Technol.* 314, 550–556 (2017).
15. F. Hanrot, D. Sert, J. Delinchant, R. Pietruck, T. Bürgler, A. Babich, M. Fernández, R. Alvarez, M.A. Diez, CO<sub>2</sub> mitigation for steelmaking using charcoal and plastics wastes as reducing agents and secondary raw materials, in: *Proceedings of 1st Spanish National Conference on Advances in Materials Recycling and Eco-Energy*, 12–13 November, 2009, Madrid.
16. C. Feliciano-Bruzual, Charcoal injection in blast furnaces (Bio-PCI): CO<sub>2</sub> reduction potential and economic prospects, *J. Mater. Res. Technol.* 3(3), 233–243 (2014)
17. C.F. Campos de Assis, E.M. Leal, P.S. Assis, L.M. Nascimento, H. Konishi, T. Usui, Experimental analysis of injecting different blends of biomass materials and charcoal in a blast furnace, *Ironmak. Steelmak.* 47(3), 284–289 (2020),
18. K.W. Ng, L. Giroux, T. Todoschuk, Value-in-use of biocarbon fuel for direct injection in blast furnace ironmaking, *Ironmak. Steelmak.* 45(5), 406–411 (2018),
19. Z. Zhao, H. Tang, Q. Quan, J. Zhang, S. Shi, Simulation study on performance of novel oxygen-coal lances for pulverized coal combustion in blast furnace tuyere, *Proc. Eng.* 102, 1667–1676 (2015),

20. D.C. Sexton, J.M. Steer, R. Marsh, M. Greenslade, Investigating char agglomeration in blast furnace coal injection, *Fuel Process. Technol.* 178, 24–34 (2018)
21. L. Lu, V. Sahajwalla, D. Harris, Coal char reactivity and structural evolution during combustion– Factors influencing blast furnace pulverized coal injection operation, *Metall. Mater. Trans. B.* 32, 811–820 (2001)
22. S.W. Du, W.H. Chen, J.A. Lucas, Pulverized coal burnout in blast furnace simulated by a drop tube furnace, *Energy* 35 (2), 576–581 (2010),
23. X.P. Guo, W.Y. Han, The numerical simulation analysis of tuyere's temperature field and stress field, *Adv. Mater. Res.* 706-708, 1701–1704 (2013),
24. X.P. Guo, W.Y. Han, Research on the reasonable air velocity of blast furnace tuyere, *Adv. Mater. Res.* 680, 351–355 (2013),
25. X. Yang, M. Chu, F. Shen, Z. Zhang, Mechanism of zinc damaging to blast furnace tuyere refractory, *Acta Metall. Sin. (English Lett.)* 22(6), 454–460 (2009)
26. J.-K. Chung, N.-S. Hur, Tuyere level coke coal injection characteristics in blast furnace with pulverized coal injection, *ISIJ Int.* 37(2), 119–125 (1997)
27. W. Xiong, J. Jia, J. Chao Chen, H. Ming Shang, Failure mechanism and material requirements for coal lance in blast furnace, *J. Iron Steel Res. Int.* 19(4), 11–16 (2012), DOI: 10.1016/S1006-706X(12)60080-6
28. A.G. Radyuk, A.E. Titlyanov, Blast-furnace lances with gas-thermal aluminum coating, *Steel Transl.* 41, 819–822 (2011), DOI: 10.3103/S0967091211100172
29. K. Ishii, *Advanced pulverized coal injection technology and BF operation*, 1st ed., Elsevier Science, Pergamon, Oxford, UK, 2000, pp.63–82
30. J.G. Mathieson, J.S. Truelove, H. Rogers, Toward an understanding of coal combustion in blast furnace tuyere injection, *Fuel* 84(10), 1229–1237 (2005), DOI: 10.1016/j.fuel.2004.06.036
31. Y.W. Yu, C.G. Bai, D. Liang, F. Wang, Numerical simulation characteristics of unburned pulverised coal in blast furnace, *Ironmak. Steelmak.* 36(4), 279–285 (2009), DOI: 10.1179/174328108X378134

32. W.P. Hutny, G.K. Lee, J.T. Price, Fundamentals of coal combustion during injection into a blast furnace, *Prog. Energy Combust. Sci.* 17, 373–395 (1991)
33. Y. Zhuo, Y. Shen, Three-dimensional transient modelling of coal and coke co-combustion in the dynamic raceway of ironmaking blast furnaces, *Appl. Energy* 261, (2020)
34. J.-I. Yagi, Recent progress in fundamental and applied researches in blast furnace ironmaking in Japan, *ISIJ Int.* 31 (5), 387–394 (1991)
35. X. Bi, et al., Influences of scaffold and coal injection on gas and liquid flow distributions in blast furnace: Experimental study, *Ironmak. Steelmak.* 27(6), 432–436 (2000),
36. X. Bi, et al., Influences of scaffold and coal injection on gas and liquid flow distributions in blast furnace: Mathematical model, *Ironmak. Steelmak.* 28(1), 27–32 (2001),
37. M. Geerdes, R. Chaigneau, I. Kurunov, O. Lingiardi, J. Ricketts, *Modern Blast Furnace Ironmaking*, IOS Press, Amsterdam, 2015, 66p
38. C. Zhou, et al., Comprehensive numerical modeling of the blast furnace ironmaking process, *JOM* 68(5), 1353–1362 (2016)
39. R. Lin, H. Rausch, W. Hartig, L. Wu, Development and implementation of new measuring and monitoring systems to support BF control *Entwicklungen und Anwendungen neuer Mess- und Überwachungssysteme zur Unterstützung der Hochofenführung*, *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte* 162(1), 41–49 (2017), DOI: 10.1007/s00501016-0560-9
40. D. Wu, P. Zhou, C.Q. Zhou, Numerical study on pulverized coal combustion in a raceway from the viewpoint of coal plume, *Energy Proc.* 158, 5517–5522 (2019), DOI: 10.1016/j.egypro.2019.01.593
41. A. Murao, et al., Effect of natural gas injection point on combustion and gasification efficiency of pulverized coal under blast furnace condition, *ISIJ Int.* 59(12), 2165–2173 (2019)

42. M. Jampani, J. Gibson, P.C. Pistorius, Increased use of natural gas in blast furnace ironmaking: Mass and energy balance calculations, *Metall. Mater. Trans. B. Process. Metall. Mater. Process. Sci.* 50(3), 1290–1299 (2019),
43. R. Murai, Y. Kashihara, A. Murao, M. Sato, Convergent/divergent injection lance for the enhancement of combustion efficiency of pulverized coal at blast furnace, *ISIJ Int.* 56(5), 770–776 (2016)
44. M. Bösenhofer, et al., Suitability of pulverised coal testing facilities for blast furnace applications, *Ironmak. Steelmak.* (2019)
45. F.K. Morimasa Ichida, T. Orimoto, Behavior of pulverized coal ash and physical property of dripping slag under High Pulverized Coal Injection Operation, *ISIJ Int.* 41(4), 325–332 (2001)
46. G. Pardo, O. Charon, P. Soulard, J. Lahaye, C. Offroy, M. Picard, J.L. Roth, Physico-chemistry of coal combustion under blast furnace tuyere conditions, *Fuel Process. Technol.* 20, 177–186 (1988)
47. P.L.M. Wong, M.J. Kim, H.S. Kim, The effect of pulverised coal injection in blast furnace using computer simulation technique, *Met. Mater.* 6, 151–154 (2000)
48. A. Maki, A. Sakai, N. Takagaki, K. Mori, T. Ariyamay, M. Sato, R. Murai, High rate coal injection of 218kg/t at Fukuyama 4 blast furnace, *ISIJ Int.* 36(6), 650–657 (1996)
49. T. Okosun, S.J. Street, J. Zhao, B. Wu, C.Q. Zhou, Influence of conveyance methods for pulverised coal injection in a blast furnace, *Ironmak. Steelmak.* 44(7), 513–525 (2017), DOI: 10.1080/03019233.2016.1217116
50. P. Cavaliere, Blast furnace: most efficient technologies for greenhouse emissions abatement. *Clean Ironmak. Steelmak. Process.* Springer, Cham, (2019)
51. G. Cui, Y. Yao, X. Ma, Y. Zhang, Fuzzy comprehensive evaluation model of pulverized coal digestibility in blast furnace raceway based on the fusion of subjective and objective evidence, *ISIJ Int.* 59(12), 2149–2155 (2019)

52. S. Zhang, Theoretical consideration of problems relating to high coal rate injection into blast furnaces, *Ironmak. Steelmak.* 30(6), 467–474 (2003)
53. D. Zhou, S. Cheng, R. Zhang, Y. Li, T. Chen, Study of the combustion behaviour and temperature of pulverised coal in a tuyere zone of blast furnace, *Ironmak. Steelmak.* 45(7), 665–671 (2018)
54. Q. Ouyang, L.M. Zhao, L.Y. Wen, C.G. Bai, Simulation study on radiative imaging of pulverised coal combustion in blast furnace raceway, *Ironmak. Steelmak.* 38(3), 181–184 (2011)
55. R.G. Van Oudenallen, P. Verbraak, H.A.M. Geerdes, M.G. O. Klaassen, Blast furnace circumferential process symmetry: Effect of flow distribution in hot blast systems, *Ironmak. Steelmak.* 38(7), 489–493 (2011),
56. M. Helle, H. Saxén, Simulation of tuyere-raceway system in blast furnace, *Ironmak. Steelmak.* 33(5), 407–412 (2006)
57. H. Aoki, H. Nogami, H. Tsuge, T. Miura, T. Furukawa, Simulation of transport phenomena around the raceway zone in the blast furnace with and without pulverized coal injection, *ISIJ Int.* 33(6), 646–654 (1993)
58. S. Executive, Health and Safety Executive The explosion of No. 5 Blast Furnace, Corus UK Ltd, Port Talbot, 2001
59. A. Agrawal, S.C. Kor, A.R. Choudhary, M.K. Agarwal, S. Kundu, V.R. Tripathi, A novel method to detect the water leakage from tuyere nose cooling circuit in blast furnace, *Ironmak. Steelmak.* 43(10), (2016)
60. J.-S. Wang, J. Yoon, S. Kang, A study on the automatic sensing device for gas leakage of cooling plate using the microprocessor system, *J. Korean Soc. Mar. Eng.* 35(3), 329–334 (2011) (ISSN 1226-9549)
61. R.K. Miller, A.A. Pollock, D.J. Watts, J.M. Carlyle, A.N. Tafuri, J.J. Yezzi, A reference standard for the development of acoustic emission pipeline leak detection techniques, *NDTE Int.* 32(1), 1–8 (1999)
62. P. Aoki, H. Rocca, A. Castagnet, Water leak detection in the cooling system of the blast furnace walls, by using radiotracer techniques, 1984

63. A.G. Radjuk, A.E. Titlianov, M.M. Skripalenko, Computersimulation of temperature field of blast furnace's air tuyere, *Comput. Res. Model.* 9(1), 117–125 (2017)
64. D.-Z. Yang, Y. Guan, Y. Zhang, J. Li, J.-G. Hu, W.-Z. Li, Application of ceramic coat synthesized by in-situ combustion synthesis to BF tuyere, *J. Iron SteelRes. Int.* 14(2), 70–72 (2007)
65. A.Pathak, G. Sivakumar,D. Prusty,J. Shalini, M.Dutta, S.V. Joshi, Thermal spray coatings for blast furnace tuyere application, *J. Therm. Spray Technol.* 24(8), 1429–1440 (2015)
66. R. Chatterjee, S. Nag, S. Kundu, R. Chakraborty, U. Singh,S. Chandra, Erosion behavior of blast furnace tuyere, *ISIJ Int.* 59(9), 1732–1734 (2019)
67. T. Ariyama, M. Sato, Y.-I. Yamakawa, Y. Yamada, M.Suzuki, Combustion behavior of pulverized coal in tuyere zone of blast furnace and influence of injection lance arrangement on combustibility, *ISIJ Int.* 34(6), 476–483 (1994)
68. A. Agrawal, S.C. Kor, U. Nandy, A.R. Choudhary, V.R.Tripathi, Real-time blast furnace hearth liquid level monitoring system, *Ironmak. Steelmak.* 43(7), 550–558 (2016)
69. H.P. Fragoso, J.G. Pohlmann, J.G.M.D.S. MacHado, A.C. F. Vilela, E. Osorio, Combustion behavior of granulated and pulverized coal in a PCI rig: Combustibility and pressure variation analysis, *J. Mater. Res. Technol.* 8(6), 5847–5852 (2019)
70. Y.Shen,B.Guo,A.Yu,P.Zulli,Modelstudyoftheeffectsofcoal properties and blast conditions on pulverized coal combustion, *ISIJ Int.* 49(6), 819–826 (2009)
71. S. Puttinger, H. Stocker, Improving blast furnace racewayblockage detection. Part 1: Classification of blockage events and processing framework, *ISIJ Int.* 59(3), 466–473 (2019)
72. J.B. Wagstaff, Further studies of the tuyere zone of the blastfurnace, *JOM* 5, 895–902 (1953)

73. V.P. Lyalyuk, A.K. Tarakanov, D.A. Kassim, D.V. Pinchuk, P.I. Otorvin, Pulverized-coal injection in a 5000m<sup>3</sup> blast furnace, *Steel Transl.* 47(10), 675–681 (2017)
74. J. Wei, X. Chen, Blowpipe antenna in blast furnace raceway depth measurement, *ISIJ Int.* 55(3), 586–591 (2015)
75. L. Zhu, K. Wu, E. Hua Zhang, Y. She, W. Long Zhan, Q. Hang Liu, A modified model for calculating theoretical flame temperature in blast furnace and its application, *J. Iron Steel Res. Int.* 22(1), 9–14 (2015)
76. “Blast furnace phenomena and modelling”, Committee on Reaction within Blast Furnace, Joint Society on Iron and Steel Basic Research, The Iron and Steel Institute of Japan, 1987
77. S. Sarkar, G.S. Gupta, J.D. Litster, V. Rudolph, E.T. White, S.K. Choudhary, A cold model study of raceway hysteresis, *Metall. Mater. Trans. B* 34, 183–191 (2003)
78. M. Kondo, T.I. Ta, K. Okabe, Investigations of Oil Combustion in the Race Way of the Blast Furnace, *Tetsu-to-Hagane* 58, 589 (1972)
79. Z. Miao, Z. Zhou, A.B. Yu, Y. Shen, CFD-DEM simulation of raceway formation in an ironmaking blast furnace, *Powder Technol.* 314, 542–549 (2017),
80. S. Gornostayev, J. Härkki, Mineral matter crystallization and crack formation in tuyere coke, *Fuel* 85(7-8), 1047–1051 (2006),
81. M. Helle, H. Saxén, Identification of the combustion degree of oil in the blast furnace tuyeres, *ISIJ Int.* 42(10), 1185–1187 (2002)
82. Y.S. Shen, B.Y. Guo, A.B. Yu, P.R. Austin, P. Zulli, Threedimensional modelling of in-furnace coal/coke combustion in a blast furnace, *Fuel* 90(2), 728–738 (2011)
83. M.I. Korobko, B.G. Mikryukov, K.A. Shumilov, System of automatic control and regulation of the blast distribution in the tuyeres of a blast furnace, in: *IFAC Proceedings*, Vol. 1 (1), August 1960, pp.2001–2004

84. C.M. Sciulli, The relationship of blast furnace tuyere failure to tuyere heat transfer capabilities, *JOM* 20, 53–57 (1968), DOI: 10.1007/BF03378680
85. S. Zhang, L. Wen, C. Bai, D. Chen, Q. Ouyang, The temperature field digitalization of radiation images in blast furnace raceway, *ISIJ Int.* 46(10), 1410–1415 (2006)
86. S.L. Wu, C.S. Liu, C.L. Fu, J. Xu, M.Y. Kou, Improvement on calculation model of theoretical combustion temperature in a blast furnace, *J. Iron Steel Res. Int.* 18(12), 1–5 (2011), DOI: 10.1016/S1006-706X(12)60001-6
87. D.C. Sau, S.K. Das, G.K. Mandal, D. Bandyopadhyay, A reduced order mathematical model of the blast furnace raceway with and without pulverized coal injection for real time plant application, *Int. J. Model. Simul.* 38(4), 232–242, 2018, DOI: 10.1080/02286203.2018.1435759
88. D. Zhou, S. Cheng, R. Zhang, Y. Li, T. Chen, Uniformity and activity of blast furnace hearth by monitoring flame temperature of raceway zone, *ISIJ Int.* 57(9), 1509–1516 (2017), DOI: 10.2355/isijinternational.ISIJINT-2017-091
89. R. Zhang, Y. Cheng, Y. Li, D. Zhou, S. Cheng, Image-Based Flame Detection and Combustion Analysis for Blast Furnace Raceway, *IEEE Trans. Instrum. Meas.* 68(4), 1120–1131 (2019), DOI: 10.1109/TIM.2017.2757100
90. Y. Li, S. Cheng, R. Zhang, D. Zhou, T. Chen, Reconstruction of three-dimensional temperature distribution with radiative image by Monte Carlo method in blast furnace raceway, *ISIJ Int.* 57(12), 2141–2147 (2017), DOI: 10.2355/isijinternational.ISIJINT-2017-317
91. Z. Cheng, D. Yan, Y. Wang, Q. Han, Y. Wang, *Iron Steel* 35, 6 (2000)
92. C. Ho, C. Chou, S. Du, *China Steel Tech. Rep.* 10, 81 (1996)
93. F. Nie, T. Meng, Q. Zhang, *Pyrolysis*, M. Samer, ed. IntechOpen, Rijeka, 2017
94. D. Wen Xiang, et al., Combustion characteristics of unburned pulverized coal and its reaction kinetics with CO<sub>2</sub>, *Int. J. Miner. Metall. Mater.* 26(7), 811–821 (2019),

95. H. Teng, T. Shu, S. Yang, J. Liu, Study on the reduction-reaction characteristics of Quasi-east coal and blast furnace dust mixed combustion, in: IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, Jul. 2019, Vol.252, 2p
96. S. Raygan, H. Abdizadeh, A.E. Rizi, Evaluation of Four Coals for Blast Furnace Pulverized Coal Injection, *J. Iron Steel Res. Int.* 17, 3 (2010)
97. H.B. Jiang, J.L. Zhang, J.X. Fu, J. Chang, J. Li, Properties and structural optimization of pulverized coal for blast furnace injection, *J. Iron Steel Res. Int.* 18(3), 6–12, (2011)
98. A.S. Jamaluddin, T.F. Wall, J.S. Truelove, Combustion of pulverized coal as a tuyère-injectant to the blast furnace, in: Symposium (International) on Combustion, Vol.1, pp.575–584, (1988)
99. Y. Li, X. Zhang, J. Zhang, J. Zhou, H. Yan, Numerical simulation and optimization of pulverized coal injection with enriched oxygen into blast furnace, *Appl. Therm. Eng.* 67(1-2), 72–79 (2014), DOI: 10.1016/j.appltherma
100. *leng.2014.02.062*
101. H. Tang, F. Meng, Z. Zhao, L. Zhang, Modeling coal/coke combustion behavior in tuyere-raceway-dripping zone in blast furnace, *Proc. Eng.* 102, 1583–1592 (2015), DOI: 10.1016/j.proeng.2015.01.294
102. X. Zhou, S. Pu, N. Liu, Development of Physical Simulation Experiment Technology for Blast Furnace Coal Injection Ironmaking, in: IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 768, 6 (2020), DOI: 10.1088/1757-899X/768/6/062001
103. L.-Y. Wen, C.-G. Bai, Y.-Q. Ou, D.-F. Chen, G.-B. Qiu, Radiant Image Simulation of Pulverized Coal Combustion in Blast Furnace Raceway, *J. Iron Steel Res. Int.* 13(2), 18–21 (2006)
104. S. Bortz, Commission of the European Communities I i I I
105. Reduction of ores Coal injection into the blast furnace, 1983
106. S.W. Du, W.H. Chen, J. Lucas, Performances of pulverized coal injection in blowpipe and tuyere at various operational conditions, *Energy Convers. Manag.* 48(7), 2069–2076, (2007)

107. H.W. Guo, B.X. Su, J.L. Zhang, M.Y. Zhu, J. Chang, Extracting the core indicators of pulverized coal for blast furnace injection based on principal component analysis, *Int. J. Miner. Metall. Mater.* 20(3), 246–252 (2013),
108. C.J. Atkinson, R.R. Willmers, Blast furnace coal injection studies using a single tuyere raceway investigation rig, *Fuel Process. Technol.* 24, 107–115 (1990)
109. S.F. Zhang, L.Y. Wen, C.G. Bai, G.B. Qiu, M.L. Hu, X.W. Lü, Cold Model of Coal Gas Component Concentration Distribution in Blast Furnace Raceway, *J. Iron Steel Res. Int.* 16(6), 1–6 (2009)
110. S.F. Zhang, C.G. Bai, L.Y. Wen, G.B. Qiu, X.W. Lü, Gas particle flow and combustion characteristics of pulverized coal injection in blast furnace raceway, *J. Iron Steel Res. Int.* 17(10), 8–12 (2010)
111. X. Ma, J. Zhu, H. Xu, G. Wang, H.G. Lee, B. Zhao, Reactions in the Tuyere Zone of Ironmaking Blast Furnace, *Metall. Mater. Trans. B Process Metall. Mater. Process. Sci.* 49(1), 190–199 (2018)
112. K. Li, et al., Existence state and structures of extracted coke and accompanied samples from tuyere zone of a large-scale blast furnace, *Fuel* 225, 299–310 (2018)
113. J.M. Steer, R. Marsh, D. Sexton, M. Greenslade, A comparison of partially burnt coal chars and the implications of their properties on the blast furnace process, *Fuel Process. Technol.* 176, 230–239 (2018)
114. Y. Ohno, T. Furukawa, M. Matsu-Ura, Combustion Behavior Blast Furnace and Its of Pulverized Coal in a Application to a Large Raceway Cavity Qf Amount
115. Injection, *ISIJ Int.* 34(8), 641–648 (1994)
116. K. Takeda, F.C. Lockwood, Integrated Mathematical Model of Pulverised Coal Combustion in a Blast Furnace, *ISIJ Int.* 37(5), 432–440 (1997)
117. Y. Ueki, R. Yoshiie, I. Naruse, S. Matsuzaki, Effect of hydrogen gas addition on combustion characteristics of pulverized coal, *Fuel Process. Technol.* 161, 289–294 (2017)

118. N. Yamahira, T. Hirata, K. Tsuda, Y. Morikawa, Y. Takata, Anomaly detection of blast furnace condition using tuyere cameras, *Appl. Digital Image Process.* XXXIX, 9971 (2016)
119. S. Puttinger, S. Pirker, Visual raceway blockage detection in a blast furnace finding feasible image processing strategies for online monitoring and process control, in: *The 11th Pacific Symposium on Flow Visualization and Image Processing*, 1–3 December 2017, Kumamoto, Japan
120. R. Weiser, I. Braune, P. Matthes, Control Blast Furnace Pulverized Coal Injection to Increase PCI Rates, <https://amepa.de/wp-content/uploads/2015/01/CFM-Publication-Weiser.pdf>, 2020
121. Y. Konno, Image Measurement of High Temperature Objects, *Nippon Steel Sumitomo Metal Technical Report No.121*, 2019
122. A.G. Popov, K.M. Bugaev, A.A. Bachinin, et al., Use of an oil flame in a blast-furnace tuyere. *Metallurgist* 21, 447–451 (1977). DOI: 10.1007/BF00733980
123. H. Suzuki, J. Ohno, Recent Trends in Temperature Measurement Technology in Iron and Steel Industry, *Tetsu-to-Hagani* 64, 1236 (1978)
124. Y. Wang, P. Huang, G. Yang, A visual PCI blockage detection in blast furnace raceway, *ISIJ Int.* 60(3), 519–527 (2020)
125. Alexander, “United States Patent (19)”, 1996
126. M. Nicholas, S. Mavronis Baltimore, “Flame detection monitoring system for detecting blockages in blast furnace injection paths”, 1997
127. S. Puttinger, H. Stocker, Improving blast furnace raceway blockage detection. Part 3: Visual detection based on tuyere camera images, *ISIJ Int.* 59(3), 481–488 (2019),
128. R. Zhang, S. Cheng, C. Guo, Detection method for pulverized coal injection and particles in the tuyere raceway using image processing, *ISIJ Int.* 58(2), 244–252 (2018)
129. S. Puttinger, H. Stocker, Improving blast furnace raceway blockage detection. Part 2: Signal processing of hot blast pressure data, *ISIJ Int.* 59(3), 474–480 (2019)

130. G.A. Volovik, E.G. Donskov, B.V. Boklan, V.A. Shatlov, V.I. Bondarenko, The operation of blast furnaces with tuyeres of different diameters, *Metallurgist*, 166–168 (1973)
131. N. Yamahira, T. Kodama, Y. Morikawa, Y. Tanaka, Method for detecting abnormality in blast furnace, and method for operating blast furnace, International Patent Application No. PCT/JP2014/003170, JFE Steel Corporation, 2016
132. Z.X. Di, Z.G. Luo, Y.Z. Han, Z.S. Zou, J.X. Li, Fractal study on raceway boundary, *J. Iron Steel Res. Int.* 18(5), 16–19, (2011)
133. P. Wurth, Presentation on Tuyere, <http://www.paulwurth.com/News-Media/News-and-Archives/Market-Break-through-for-Tuyere-Phenomena-Detection-System>, (2014)
134. A. Oliveira, P. Mahowald, B. Muller, K.-P. Kinzel, V. Oliveira, Pulverized Coal Injection for High Injection Rates, in: 46th Iron Ore and Raw Mater. Reduction Seminar, 2016, Rio de Janeiro, RJ, Brazil
135. Y. Wang, Y. Hu, G. Yang, T. Qin, W. Yuan, Feature extraction algorithms based on coal injection image of video in the blast furnace, *Proc. Eng.* 102, 265–272 (2015)
136. A.L. Chaika, A.P. Fomenko, V.I. Naboka, K.S. Tsyupa, B.V. Kornilov, Influence of Pulverized-Coal Consumption on Lining Damage, Heat Losses, and Coke Consumption in Blast Furnaces, *Steel Transl.* 48(8), 513–516 (2018),
137. V.I. Andreev, A.V. Pozdnyakov, Y.L. Kurbatov, I.V. Mishin, D.S. Pikalov, Study of heat losses in a blast furnace with the injection of pulverized-coal fuel into the hearth, *Metallurgist* 59(1), 16–24 (2015),
138. N.L. Kirillova, A.G. Radyuk, A.E. Titlyanov, Reducing heat loss through the surface of blast-furnace tuyeres, *Metallurgist* 57(9-10), 878–882 (2014)
139. N.B. Ballal, Some challenges and opportunities in blast furnace operations, *Trans. Indian Inst. Met.* 66(5-6), 483–489 (2013), DOI: 10.1007/s12666-013-0308-0

140. M. Gu, G. Chen, M. Zhang, D. Huang, P. Chaubal, C.Q.Zhou, Three-dimensional simulation of the pulverized coal combustion inside blast furnace tuyere, *Appl. Math. Model.* 34(11), 3536–3546 (2010)
141. Y. Shen, A. Yu, P. Austin, P. Zulli, Modelling in-furnace phenomena of pulverized coal injection in ironmaking blast furnace: Effect of coke bed porosities, *Miner. Eng.* 2012(33), 54–65 (2012)
142. Y.S. Shen, A.B. Yu, Modelling of injecting a ternary coal blend into a model ironmaking blast furnace, *Miner. Eng.* 90, 89–95 (2016)
143. C.P. Yeh, S.W. Du, C.H. Tsai, R.J. Yang, Numerical analysis of flow and combustion behavior in tuyere and raceway of blast furnace fueled with pulverized coal and recycled top gas, *Energy* 42(1), 233–240 (2012)
144. Z. Zhou, Q. Xue, H. Tang, G. Wang, J. Wang, Coal Combustion Behavior in New Ironmaking Process of Top Gas Recycling Oxygen Blast Furnace, *JOM* 69(10), 1790–1794 (2017),
145. C.A. Klein, L. Ribeiro de Oliveira, New installations, new directions and new results at CST's ironmaking area, *Rev. Met. Paris*, 97(4), 471–479 (2000)
146. R.S.N. Motta, E.C. Bortoni, L.E. Souza, Hot blast flow measurement in blast furnace in straight pipe, *Mod. Instrum.* 02(04), 68–73 (2013)
147. M.A. Tang, Injection of flux into the blast furnace via tuyeres for optimizing slag formation, *ISIJ Int.* 39(7), 697–704 (1999)
148. V.P. Lyalyuk, A.K. Tarakanov, D.A. Kassim, Total energy of the hearth gas in pulverized-coal injection, *Steel Transl.* 47(3), 190–197 (2017),
149. P. Sinha, G. Mukhopadhyay, S. Bhattacharyya, Investigation on bulging of blow pipe in a blast furnace, *J. Fail. Anal. Prev.* 13(3), 257–263 (2013),
150. R. Suresh, M. Rajesh Kumar, K. Tamil Selvam, Failure analysis for blast furnace using what if analysis, 2007, [Online] Available from [www.ijirset.com](http://www.ijirset.com)
151. H. Yongjie, Y. Gang, W. Yutao, Design and realization of pulverized coal injection monitoring system for blast furnace based on data-driven technology, in: 25th Chinese Control and Decision Conference (CCDC), Guiyang, 2013, pp.1455–1458,

152. W. Birk, O. Marklund, A. Medvedev, Video monitoring of pulverized coal injection in the blast furnace, *Ind. Appl.* 38, (2002)
153. G. Lombardi, J.D. Pagliuso, L. Goldstein, Powder technology performance of a tuyere gas distributor, 1997
154. T. Xu, et al., Combustion characteristics and kinetic analysis of co-combustion between bag dust and pulverized coal, *Int. J. Miner. Metall. Mater.* 25(12), 1412–1422 (2018), DOI: 10.1007/s12613-018-1695-3
155. C.W. Chen, Numerical analysis for the multi-phase flow of pulverized coal injection inside blast furnace tuyere, *Appl. Math. Model.* 29(9), 871–884 (2005)
156. B. Dai, H. Long, Y. Wen, Y. Ji, Y. Liu, Development and production of large blast furnaces from 2015 to 2016 in China, *Metall. Res. Technol.* 117(1), 108 (2020)
157. B. Dai, H. Long, Y. Ji, J. Rao, Y. Liu, Theoretical and practical research on relationship between blast air condition and hearth activity in large blast furnace, *Metall. Res. Technol.* 117(1), 113 (2020)
158. S.V. Filatov, V.I. Basov, I.F. Kurunov, Pulverized-coal injection at a blast furnace with a conical charging system, *Steel Transl.* 45(7), 503–506 (2015)
159. K. Li, R. Khanna, J. Zhang, Z. Liu, V. Sahajwalla, T. Yang, D. Kong, The evolution of structural order, microstructure and mineral matter of metallurgical coke in a blast furnace: A review, *Fuel*, 133 (2014) 194–215.
160. K. Ishii, *Advanced pulverized coal injection technology and blast furnace operation*, Elsevier, 2000.
161. J.-L. Zhang, G.-w. Wang, J.-g. Shao, Y.-x. Chen, T.-j. Yang, Pulverized coal combustion in an oxygen blast furnace, *Journal of Iron and Steel Research, International*, 20 (2013) 1–5.
162. S. Ubhayakar, D. Stickler, R. Von, R. Ganon, Rapid Devotalization Of Pulverized Coal in Hot Combustion Gases, in: 16th symposium (international) on Combustion, The Combustion Institute. Pittsburgh, 1976: 427–436.
163. Murao, K. Fukada, M. Sato, H. Matsuno, Y. Saito, S. Akaotsu, Y. Matsushita, H. Aoki, Effect of Vertical Coal Gas Injection Point on Combustion and

- Gasification Efficiency of Pulverized Coal under Blast Furnace Condition, *ISIJ International*, 59 (2019) 2165–2173.
164. J.G. Amoruso, J.S. Truelove, H. Rogers, Toward an understanding of coal combustion in blast furnace tuyere injection, *Fuel*, 84 (2005) 1229–1237.
165. H. Li, L. Elliott, H. Rogers, T. Wall, Comparative study on the combustion characteristics on a pilot-scale test rig simulating blast furnace pulverized coal injection and a lab-scale drop-tube furnace, *Energy & fuels*, 28 (2014) 363–368.
166. K. Yamaguchi, H. Ueno, K. Tamura, Maximum injection rate of pulverized coal into the blast furnace through tuyeres with consideration of unburnt char, *ISIJ international*, 32 (1992) 716–724.
167. S.-W. Du, W.-H. Chen, J. Lucas, Pulverized coal burnout in blast furnace simulated by a drop tube furnace, *Energy*, 35 (2010) 576–581.
168. H. Tang, T. Feng, Z. Zhao, Coal combustion in the raceway and upper part of a blast furnace, *ISIJ international*, 33 (1993) 640–645.
169. S. Wang, K. Li, Y. Fu, Review on Modeling and Simulation of Blast Furnace, *Steel Research International*, 89 (2018) 1700071–1700096.
170. J.-i. Yagi, J.-i. T. Yagi, P. Zulli, Modelling of Multiphase Flow in a Blast Furnace: Present Status and Future Work, *ISIJ International*, 47 (2007) 1553–1570.
171. J.-i. Yagi, Mathematical Modeling of the Flow of Four Fluids in a Packed Bed, *ISIJ International*, 33 (1993) 619–639.
172. S. Yagi, K. Akiyama, H. Nogami, J.-i. Yagi, Recent Progress and Future Perspectives on Mathematical Modeling of Blast Furnace, *ISIJ International*, 50 (2010) 914–923.
173. T. Ariyama, S. Natsui, T. Kon, S. Ueda, S. Kikuchi, H. Nogami, Recent Progress on Advanced Blast Furnace Mathematical Models Based on Discrete Method, *ISIJ International*, 54 (2014) 1457–1471.
174. T. Okosun, A.K. Biswas, C.Q. Zhou, Review on Computational Modeling and Simulation of the Ironmaking Blast Furnace at Purdue University Northwest, *Steel Research International*, (2019) 1900046–1900062.

175. H. Mio, M. Kadowaki, S. Matsuzaki, K. Kunitomo, Development of Particle Flow Simulator in Charging Process of Blast Furnace by Discrete Element Method, *ISIJ International*, 53 (2012) 27–33.
176. Y. Yu, H. Saxén, Experimental and DEM study of segregation of ternary size mixtures in a blast furnace top bunker model, *Chemical Engineering Science*, 65 (2010) 5237–5250.
177. H. Nogami, H. Yamaoka, K. Takatani, Raceway Design for the Innovative Blast Furnace, *ISIJ Int.*, 44 (2004) 2150–2158.
178. S. Yuu, T. Umekage, T. Miyahara, Prediction of Stable and Unstable Flows in Blast Furnace Raceways Using Numerical Simulation Methods for Gas and Particles, *ISIJ Int.*, 45 (2005) 1406–1415.
179. M. Gu, G. Chen, M. Zhang, D.F. Huang, P. Chaubal, C.Q. Zhou, Three-Dimensional Simulation of the Pulverized Coal Combustion Inside Blast Furnace Tuyere, *Appl. Math. Model.*, 34 (2010) 3536–3546.
180. Y. Shen, B. Guo, A. Yu, P. Austin, P. Zulli, Three-Dimensional Modelling of the Indirect Reduction of Iron Ore in a Blast Furnace, *Fuel*, 90 (2011) 728–738.
181. S. Natsui, R. Shibasaki, T. Kon, S. Ueda, R. Inoue, T. Ariyama, Effect of High Reactivity Coke or Mixed Charge on Layer on Reaction Behavior of Each Part in a Blast Furnace, *ISIJ Int.*, 53 (2013) 1770–1778.
182. Q. Hou, D. E. S. Kuang, A. Yu, A Transient Discrete Element Method-Based Virtual Experimental Blast Furnace Model, *steel research international*, (2020) 2000071.
183. P. Austin, H. Nogami, J.-i. Yagi, A Mathematical Model for Blast Furnace Reaction Analysis Based on The Four Fluid Model, *ISIJ Int.*, 37 (1997) 748–755.
184. K. Takatani, T. Iida, M. Yagi, Three-dimensional Dynamic Simulator for Blast Furnace, *ISIJ Int.*, 39 (1999) 1–22.
185. H. Nogami, Y. Kashiwama, Y. Yamada, Simulation of Blast Furnace Operation with Different Charging Patterns, *ISIJ International*, 52 (2012) 1523–1527.

186. J.A.d. Castro, S. Alexandre Jose Da, S. Yasushi, J.-i. Yagi, A Six-phases 3-D Mathematical Model for the Investigation of Chemical Reactions, Gas Flow and life cycle assessment of blast furnace operation with hydrogen injection,
187. T. Jiang, M. Chu, F. Li, Z. Zhang, Y. Zhang, Z. Liu, J. Yagi, Mathematical simulation on blast furnace operation with hydrogen injection, *Journal of Cleaner Production*, 278 (2021) 123191.
188. P. Zhou, H.-l. Li, P.-y. Shi, C.Q. Zhou, Simulation of the Transfer Process in the Blast Furnace Shaft with Layered Burden, *Appl. Therm. Eng.*, 95 (2016) 296–302.
189. X. Dong, A. Yu, S. Chew, P. Zulli, Modeling of Blast Furnace with Layered Cohesive Zone, *Metall. Mater. Trans. B*, 41 (2010) 330–349.
190. S. Kuang, L. Di, Y. Yan, Y. Qi, A. Yu, Numerical Study of Hot Charge Operation in Ironmaking Blast Furnace, *Minerals Engineering*, 63 (2014) 45–56.
191. L. Jiao, S. Kuang, A. Yu, Y. Li, X. Mao, H. Xu, Three-Dimensional Modeling of an Ironmaking Blast Furnace with a Layered Cohesive Zone, *Metall. Mater. Trans. B*, 51 (2020) 258–275.
192. L. Jiao, S. Kuang, L. Liu, A. Yu, Y. Li, X. Mao, H. Xu, CFD modeling and analysis of particle size reduction and its effect on blast furnace ironmaking, *Metallurgical and Materials Transactions B*, 52 (2021) 138–155.
193. H. Nie, Z. Li, S. Kuang, L. Yan, W. Zhong, A. Yu, X. Mao, H. Xu, Numerical investigation of oxygen-enriched operations in blast furnace ironmaking, *Fuel*, 266 (2020) 117062.
194. S. Natsui, T. Kikuchi, R.O. Suzuki, Numerical analysis of Carbon Monoxide–Hydrogen Mixed Reduction of Iron Ore in a Packed Bed by an Euler–Lagrange Approach, *Metallurgical and Materials Transactions B*, 45 (2014) 2395–2413.
195. C.Q. Zhou, F. Huang, Y. Zhao, P. Chaubal, Computational Fluid Dynamic Analysis of 3D Hot Metal Flow Characteristics in a Blast Furnace Hearth, *J. Chem. Sci. Appl.*, 1–2 (2010) 011006.

196. W. Cheng, E. Fang, S. Du, Numerical Analysis on Transient Thermal Flow of the Blast Furnace Hearth in Tapping Process through CFD, *Int. Commun. Heat. Mass. Transf.*, (2018).
197. L. Shao, H. Saxén, Numerical prediction of Iron Flow and Bottom Erosion in the Blast Furnace Hearth, *Steel Research International*, 83 (2012) 878–885.
198. L. Liu, B. Guo, S. Kuang, A. Yu, An Integration Mathematical Model for Ironmaking Blast Furnace, *Metallurgical and Materials Transactions B*, (2020) 1–20.
199. L. Jiao, A. Yu, Y. Shen, Modelling the Injection of Upgraded Brown Coals in an Ironmaking Blast Furnace, *Powder Technology*, 314 (2016) 550–566.
200. Zhou, H. Huo, G. Wang, Q. Xue, X. She, J. Wang, Effect of Oxygen–Coal Lance Angle on Pulverized Coal Combustion Behavior, *steel research international*, 88 (2017) 1600117.
201. J.A.d. Castro, H. Nogami, J.-i. Yagi, Three-Dimensional Multiphase Mathematical Modeling of the Blast Furnace Based on the Multifluid Model, *ISIJ Int.*, 42 (2002) 44–52.
202. Fu, G. Tang, Y. Zhao, J. D’Alessio, C.Q. Zhou, Integration of Tuyere, Raceway and Shaft Models for Predicting Blast Furnace Process, *JOM*, 70 (2018) 951–957.
203. B. Guo, P. Zulli, H. Rogers, J. Mathieson, A. Yu, Three-Dimensional Simulation of Flow and Combustion for Pulverized Coal Injection, *ISIJ International*, 45 (2005) 1272–1281.
204. B. Guo, D. Maldonado, P. Zulli, A. Yu, CFD Modeling of Liquid Metal Flow and Heat Transfer in Blast Furnace Hearth, *ISIJ International*, 48 (2008) 1676–1685.
205. K.M. Komiyama, B. Guo, H. Zughbi, P. Zulli, A. Yu, Improved CFD Model to Predict Flow and Temperature Distributions in a Blast Furnace Hearth, *Metallurgical and Materials Transactions B*, 45 (2014) 1895–1914.
206. S. Zhang, A. Yu, P. Zulli, B. Wright, U. Tüzün, Modeling of the Solids Flow in a Blast Furnace, *ISIJ International*, 38 (1998) 1311–1319.

207. Y. Shen, B. Guo, S.J. Chew, P. Austin, A. Yu, Three-Dimensional Modeling of Flow and Thermochemical Behavior in a Blast Furnace, *Metallurgical and Materials Transactions B*, 46 (2014) 432–448.
208. S.J. Chew, P. Zulli, A. Yu, Modelling of Liquid Flow in the Blast Furnace. Application in a Comprehensive Blast Furnace Model, *ISIJ Int.*, 41 (2001) 1122–1130.
209. S.J. Chew, P. Zulli, A. Yu, Modelling of Liquid Flow in the Blast Furnace. Theoretical Analysis of the Effects of Gas, Liquid and Packing Properties, *ISIJ International*, 41 (2001) 1112–1121.
210. Y. Omori, *Blast Furnace Phenomena and Modelling*, 1st ed., Elsevier, New York, USA, 1987.
211. H. Michikaru, M. Tomio, I. Yuji, Mathematical Model for Blast Furnace Operation Concerning the Percentage of Coke by Gasification, *Trans. Iron Steel Inst. JPN*, 20 (1980) 292–300.
212. M. Field, D. Gill, B. Morgan, P. Hawksley, *The Combustion of Pulverized Coal*, London: British Coal Utilisation Research Association, (1967).
213. T. MIYASHTI, N. KISHIO, T. SHIMOTSUMA, T. YAMADA, M. OHTSUKI, Limits of Oxygen Enrichment, Tuyere Fuel Injection, and Prospect of Stack Gas Recycling in the Experimental Furnace, *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, 13 (1973) 1–10.
214. H. Yamaoka, M. Kenzi, Experimental study on an oxygen blast furnace process using a small test rig, *ISIJ International*, 32 (1992) 709–715.
215. L. Ji, S. Kuang, B. Li, J. Gan, A. Yu, Y. Li, X. Mao, Numerical Investigation of Oxygen Enrichment in Ironmaking Blast Furnace, *Powder Technology*, 355 (2019) 385–397.
216. M. Geerdes, R. Chaigneau, I. Kurnov, *Modern blast furnace ironmaking: an introduction*, (2015), IOS Press.
217. Maki, A. Sakai, N. Takagaki, K. Mori, T. Ariyama, M. Sato, R. Murai, High rate coal injection of 218 kg/t at Fukuyama No. 4 blast furnace, *ISIJ international*, 36 (1996) 650–657.

218. S. Nomura, T.G. Callcott, Maximum rates of pulverized coal injection in ironmaking blast furnaces, *ISIJ international*, 51 (2011) 1033–1043.
219. L. Jiao, S. Kuang, Y. Li, X. Mao, H. Xu, A. Yu, Numerical Simulation of 3D Asymmetric Inner States of an Ironmaking Blast Furnace Resulting from Tuyere Closure, *Metallurgical and Materials Transactions B*, (2021) 1–17.
220. A.K. Biswas, *Principles of Blast Furnace Ironmaking*, Cootha Publishing House, Brisbane, Australia, 1981.
221. Y. Ohno, M. Matsuura, H. Mitsufuji, T. Furukawa, Process characteristics of a commercial-scale oxygen blast furnace process with shaft gas injection, *ISIJ international*, 32 (1992) 838–847.
222. Y.-H. Qi, D.-L. Yan, J.-J. Gao, J.-C. Zhang, M.-K. Li, Study on industrial test of the oxygen blast furnace, *Iron and Steel/ Gangtie*, 46 (2011) 6–8.
223. Liu L., Kuang S., Jiao L., Guo B., Yu A. Optimization of pulverized coal injection (PCI) rate in an ironmaking blast furnace by an integrated process model. ARC Research Hub for Computational Particle Technology, Monash University, Clayton, Australia; Center for Energy and Environment, Southeast University–Monash University Joint Research Institute, Suzhou, China.
224. Safety Guideline for Blast Furnace Operation. Publication No. SG-30. Japan Iron and Steel Federation. Tokyo, 2019. 49 p. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://psa.run/wp-content/uploads/2019/12/sg-30-safety-guideline-for-blast-furnace.pdf>
225. Blast furnace [Электронный ресурс] – Wikipedia. – Режим доступа: [https://en.wikipedia.org/wiki/Blast\\_furnace](https://en.wikipedia.org/wiki/Blast_furnace)

## 1. РОЗРАХУНОК ВИТРАТИ КОКСУ

Розрахунок ведеться на 100 кг чавуну за допомогою формули А.Д. Готліба для умов виплавки передільного чавуну шихті без використання сирого вапняку і при наступних припущеннях: вихід шлаку – 40 кг на 100 кг чавуну; вміст фосфору в чавуні - 0,08 %.

$$K = \left[ \frac{656 \cdot r_d \cdot Fe_{\text{ч}} + 1250 \cdot Mn_{\text{ч}} + 5460 \cdot Si_{\text{ч}} + 22600 + \frac{2500 \cdot d_z}{\Pi} + 1900 \cdot ПГ}{2500 + \frac{32}{O_2(c\delta)} \cdot t_d - \frac{2400}{O_2(c\delta)} \cdot \varphi_\delta - 300 \cdot \left(1 + \frac{100}{O_2(c\delta)}\right)} + \right] \cdot \frac{C_K}{100},$$

$$+ C_{\text{ч}} + 0,214 \cdot r_d \cdot Fe_{\text{ч}} + 0,86 \cdot Si_{\text{ч}} + 0,22 \cdot Mn_{\text{ч}} - 0,6 \cdot ПГ$$

кг/100 кг чавуну

$$K = \left[ \frac{656 \cdot 0,2932 \cdot 77,62 + 1250 \cdot 0,5 + 5460 \cdot 0,85 + 22600 + \frac{2500 \cdot 12}{6,4} + 1900 \cdot 12}{2500 + \frac{32}{24,5} \cdot 1100 - \frac{2400}{24,5} \cdot 1,5 - 00 \cdot \left(1 + \frac{100}{24,5}\right)} + \right]$$

$$+ 20,93 + 0,214 \cdot 0,2932 \cdot 77,62 + 0,86 \cdot 0,85 + 0,22 \cdot 0,5 - 0,6 \cdot 12$$

$$: \frac{87,62}{100} = 47,52 \text{ кг/100 кг чавуну}$$

У цій формулі відношення у квадратних дужках характеризує тепловий баланс нижньої ступені теплообміну в доменній печі, вирішений відносно вуглецю коксу, що згорає біля фурм. Вирішення даного відношення дозволяє визначити, скільки вуглецю коксу необхідно спалити на фурмах для покриття тепло потреби нижньої ступені теплообміну при виплавці 100 кг чавуну. Чисельник відношення – це сама

величина тепло потреби; знаменник – це теплота, що використовується у нижній ступені теплообміну, від спалювання біля фурм доменної печі 1 кг вуглецю коксу.

Інші доданки у квадратних дужках характеризують витрати вуглецю коксу на навуглецьовування чавуну, а також на пряме відновлювання заліза ті домішок чавуну без урахування вуглецю, що вноситься природним газом.

Розрахунку витрати коксу має передувати визначення величин  $r_d$  (ступеня розвитку прямого відновлення заліза, д.од), а також  $C_q$  та  $Fe_q$  (вмісту відповідно вуглецю та заліза у чавуні, %):

$$r_d = 0,55 - 0,0214 \cdot ПГ = 0,55 - 0,0214 \cdot 12 = 0,2932 \text{ д.од}$$

де: 0,55 – прийняте початкове значення  $r_d$  для плавки без вдування в доменну піч природного газу;

0,0214 – коефіцієнт, що враховує вплив витрат природного газу на  $r_d$ , обчислений з припущення, що 40 % водню природного газу бере участь у реакціях непрямого відновлення заліза з FeO.

$$C_q = 4,80 - 0,27 \cdot Si_q + 0,03 \cdot Mn_q = 4,80 - 0,27 \cdot 0,85 + 0,03 \cdot 0,5 = 20,93 \%$$

Ця формула по суті є рівнянням множинної регресії, яке було отримане на достатньо достовірній виборці даних про склад чавуну, що виплавляється у доменних печах.

$$Fe_q = 100 - (Si_q + Mn_q + C_q + 0,1) = 100 - (0,85 + 0,5 + 20,93 + 0,1) = 77,62 \%$$

У наведеній формулі доданок 0,1 – це орієнтовний сумарний вміст фосфору і сірки в чавуні (у відсотках).

Значення  $d_p$  і  $d_f$  вибираються із підручників або довідників, де приводяться розміри профілів типових доменних печей, м.

Добова продуктивність печі  $\Pi$  розраховується виходячи з величини питомої продуктивності 2 т/добу·м<sup>3</sup>:

$$\Pi = V_k \cdot 2 \cdot 0,001 = 3200 \cdot 2 \cdot 0,001 = 6,4 \text{ тис.т чавуну/добу.}$$

Кокс використовується в різних процесах й, залежно від призначення, може бути розділений на доменний кокс – для виплавки чавуну в доменних печах; ливарний кокс – для плавки чавуну й інших металів у вагранках; кокс для електротермічних виробництв – для одержання фосфору, карбіду кальцію, феросплавів; кокс для шахтних печей – застосовується для випалу руд кольорових металів (мідь, олово, цинк, нікель, кобальт) і для випалу вапняку; кокс – для підготовки рудної сировини (агломерати й окатиші); кокс для побутових цілей.

Головним споживачем коксу є чорна металургія. На доменні печі надходить до 80% коксу, на ливарні цілі затрачується до 10 % коксу, 6 % коксу йде для одержання кольорових металів й у хімічну промисловість, 4 % – на інші цілі.

Властивості коксу підрозділяються на фізико-механічні, фізико-хімічні й хімічні. До фізико-механічних належать міцність, гранулометричний склад і тільки фізичні властивості – пористість й електроопір. У свою чергу таке складне поняття, як міцність коксу підрозділяється на міцність насипної маси коксу й міцність речовини коксу. До фізико-механічних властивостей відносять також крупність, тріщинуватість, форму шматків. Від цих властивостей коксу залежить його дробимість і стиранність. Хімічні властивості коксу характеризуються показниками його технічного або елементного аналізів. Технічний аналіз коксу включає визначення вологості, зольності, сірчистості; елементний – вміст вуглецю, водню, кисню, азоту, сірки. Основний фізико-хімічний показник – реакційна здатність коксу. Вимоги до доменного коксу приведені в таблиці 1.1.

Таблиця 1.1

## Основні вимоги до доменного коксу

Параметр	Вимоги
Механічна міцність	Міцність на стирання $\geq 85\%$ , міцність на дроблення $\geq 60\%$
Гранулометричний склад	Розмір зерна: 25-80 мм (не менше 85% фракції)
Реакційна здатність	Індекс реакційної здатності (CRI) $\leq 30\%$
Післяреакційна міцність	Індекс міцності після реакції (CSR) $\geq 60\%$
Хімічний склад	Вміст сірки (S) $\leq 0,6-0,8\%$ ; золі (A) $\leq 10-12\%$ ; летких речовин $\leq 1,5\%$
Калорійність	Нижча теплота згоряння $\geq 28$ МДж/кг
Механічна міцність при стиранні коксу	Індекс стирання коксу ( $M_{10}$ ) $< 7\%$
Механічна міцність при дробленні коксу	Індекс дроблення коксу ( $M_{10}$ ) $> 90\%$

## 2. РОЗРАХУНОК ШИХТИ

Для виробництва чорних і кольорових металів застосовують різні сирі матеріали, що є корисними копалинами, або спеціально приготовлені матеріали, а також відходи металургійного виробництва. До сирих матеріалів металургійного виробництва насамперед відносять руди, паливо й флюси.

Чим ретельніше готують руду до доменної плавки, тем вище продуктивність доменної печі, нижче витрата палива й вище якість виплавленого чавуну.

В остаточному підсумку прагнуть завантажувати доменну піч шихтою, що містить тільки два компоненти: офлюсовану залізорудну сировину та кокс певної грудчастості, що не містять дрібних фракцій (нижче 5-8 мм для залізовмісної шихти й нижче 20-30 мм для коксу).

Для забезпечення гарної газопроникності плавильних матеріалів бажано, щоб шихта була однорідною по грудчастості.

Важливим резервом підвищення продуктивності доменних печей і зниження витрати палива є збільшення вмісту заліза в шихті. Його збільшення на 1 % дозволяє знизити витрати коксу на 2-2,5 % і на стільки ж збільшити продуктивність печі.

Крім того, при зростанні вмісту заліза в шихті знижується вихід шлаків під час доменної плавки, що веде до підвищення техніко-економічних показників плавки.

Підготовка залізорудних матеріалів до доменної плавки є комплексним технологічним процесом, спрямованим на досягнення їх оптимальних фізико-хімічних властивостей. Це необхідно для забезпечення ефективного плавлення, зниження витрат палива та отримання високоякісного чавуну. Основні етапи включають дроблення, класифікацію, збагачення, агломерацію та окускування.

На початкових етапах руда проходить дроблення та подрібнення, щоб зменшити її розміри до фракцій, зручних для подальшої обробки. Після цього здійснюється класифікація, яка передбачає розділення матеріалів на фракції за розмірами. Це дозволяє забезпечити рівномірність складу та оптимізувати наступні технологічні операції.

Збагачення є важливим процесом, що дозволяє підвищити вміст заліза в руді та зменшити частку пустої породи. Для магнетитових руд використовують магнітне збагачення, для гематитових – флотаційні методи. У результаті вміст заліза в концентраті має бути не менше 62-68 %, а вміст шкідливих домішок, таких як сірка і фосфор, зводиться до мінімуму (сірка  $\leq 0,03$  %, фосфор  $\leq 0,05$  %).

Подальша підготовка включає агломерацію, що полягає у виготовленні агломерату – міцних, пористих шматків із дрібнодисперсних частинок руди. Агломерат має відповідати вимогам щодо розміру частинок (10-40 мм для більшості доменних печей), міцності ( $\geq 80$  % збереження гранул після стирання), а також хімічного складу (масова частка заліза – 55-60 %, вміст води –  $\leq 5$  %).

Альтернативним методом є окускування, тобто виготовлення окатишів – сферичних гранул із дрібних рудних концентратів. Цей процес забезпечує стабільні фізичні властивості окатишів, включаючи міцність ( $\geq 250$  кг на гранулу), високу пористість (до 30 %), що сприяє ефективному відновленню

заліза в доменній печі. Розмір окатишів зазвичай становить 10-16 мм, що оптимально для газопроникності шихти.

Гранулометричний склад матеріалів відіграє важливу роль у забезпеченні стабільної роботи доменної печі. Розмір частинок залізородного концентрату після збагачення має бути менше 0,074 мм (не менше 80 % фракції). Для агломерату та окатишів цей показник відрізняється залежно від технічних характеристик печі, але зазвичай становить 10-40 мм для агломерату та 10-16 мм для окатишів.

Контроль хімічного складу підготовлених матеріалів передбачає підтримання балансу основних оксидів, таких як  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ,  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{CaO}$ ,  $\text{MgO}$ , для забезпечення належних фізико-хімічних властивостей шлаку та чавуну. Оптимальний лужний модуль агломерату ( $\text{CaO}/\text{SiO}_2$ ) зазвичай становить 1,2-1,5.

Таким чином, підготовка залізородних матеріалів включає різні технологічні етапи, кожен з яких має вирішальне значення для підвищення ефективності доменного процесу. Усі ці операції дозволяють забезпечити стабільну газопроникність, оптимальну реакційну здатність і надійну механічну міцність матеріалів у доменній печі.

Флюси, які використовуються в доменній печі, відіграють важливу роль у формуванні шлаку, який забезпечує очищення чавуну від небажаних домішок та захищає футеровку печі від високотемпературного впливу. Основні вимоги до доменних флюсів включають відповідність хімічного складу, оптимальний розмір зерен та фізичні властивості, які дозволяють ефективно взаємодіяти з іншими компонентами шихти.

Для доменного виробництва найчастіше використовують вапняк ( $\text{CaCO}_3$ ) та доломіт ( $\text{CaCO}_3 \cdot \text{MgCO}_3$ ). Хімічний склад флюсу має бути таким, щоб забезпечити необхідний базисний модуль шлаку, тобто співвідношення  $\text{CaO}/\text{SiO}_2$ . Цей показник для шлаків зазвичай становить від 1,2 до 1,6, залежно від властивостей шихти та вимог до процесу. Чистота флюсу також є важливою характеристикою: вміст  $\text{CaCO}_3$  у вапняку повинен бути не менше 90%, а вміст домішок, таких як  $\text{SiO}_2$  та  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , має залишатися мінімальним, не перевищуючи 2-3%. Для доломіту

вміст  $\text{CaCO}_3$  та  $\text{MgCO}_3$  разом має складати 95-98%, а домішки також повинні бути мінімальними.

Розмір зерен флюсу є ще одним критичним параметром. Зазвичай вапняк і доломіт для доменної печі мають розмір 10-40 мм, що забезпечує рівномірне розподілення флюсів у шихті та їх ефективну взаємодію з іншими компонентами.

Найбільш вигідним технологічно та економічно є офлюсовування залізорудних матеріалів на етапі їхньої підготовки. Це дозволяє знизити витрати на транспортування флюсів, а також покращує реакційну здатність шихти в доменній печі. Додавання вапняку або доломіту під час агломерації або окускування залізорудних матеріалів забезпечує формування частинок з оптимальними базисними характеристиками. Зокрема, офлюсований агломерат або окатиші мають вищу міцність і краще витримують механічне навантаження в шихтовій колоні.

Крім того, офлюсовування на стадії підготовки матеріалів дозволяє більш точно регулювати склад шлаку вже на етапі агломерації або окускування. Це сприяє стабільності доменного процесу та покращує якість отриманого чавуну, мінімізуючи вплив таких домішок, як сірка та фосфор. Таким чином, офлюсований агломерат або окатиші з лужним модулем у межах 1,2-1,4 є оптимальними для використання в доменній печі, забезпечуючи ефективний та економічно вигідний процес плавки.

За умовами даного розрахунку необхідно визначити витрати на 100 кг чавуну агломерату (А), окатишів (О) і марганцевої руди ( $P_{\text{марг}}$ ). Ці витрати повинні забезпечити: баланс заліза; баланс шлакоутворювальних елементів, що дозволяють отримати шлак із заданою основністю  $\left( \frac{\text{CaO} + \text{MgO}}{\text{SiO}_2} \right)_{\text{шл}}$ ; баланс

марганцю для отримання чавуну із заданим вмістом марганцю. Рішення системи трьох рівнянь, що представляють названі баланси, дозволяє знайти витрати відповідних компонентів доменної шихти.

## 2.1. Баланс заліза

Вноситься заліза агломератом, окатишами і марганцевої рудою:

$$(A \cdot Fe_a + O \cdot Fe_o + P_{\text{марг}} \cdot Fe_p) \cdot 0,01.$$

Деяка кількість заліза надходить у доменну піч із золою коксу:

$$K \cdot A_k \cdot 0,01 \cdot Fe_{\text{зк}} = 47,52 \cdot 9,8 \cdot 0,01 \cdot 11,74 = 54,67, \text{ кг/100кг чавуну.}$$

Приймаємо, що 0,15% заліза втрачається зі шлаком, тобто в шлаку міститься у вигляді FeO 0,15 кг заліза / 100кг чавуну.

Рівняння балансу заліза:

$$Fe_{\text{ч}} = (A \cdot Fe_a + O \cdot Fe_o + P_{\text{марг}} \cdot Fe_p + K \cdot A_k \cdot 0,01 \cdot Fe_{\text{зк}}) \cdot 0,01 - 0,15$$

$$77,62 = (53A + 60,7O + 14,2P_{\text{марг}} + 54,67) \cdot 0,01 - 0,15$$

$$77,22 = (0,53A + 0,607O + 0,142 P_{\text{марг}})$$

## 2.2. Баланс шлакоутворюючих компонентів

CaO і MgO, що поступають у доменну піч із шихтою повністю переходять у шлак. SiO<sub>2</sub> частково відновлюється. Маса відновленого в доменній печі SiO<sub>2</sub> може бути визначена через вміст кремнію в чавуні:

$$Si_{\text{ч}} = \frac{60}{28} \text{ кг/100кг чавуну;}$$

де 60 – молекулярна маса SiO<sub>2</sub>;

28 - атомна маса Si.

Рівняння основності шлаку має вигляд:

$$\left( \frac{\text{CaO} + \text{MgO}}{\text{SiO}_2} \right)_{\text{шл}} =$$

$$\frac{A \cdot (\text{CaO}_a + \text{MgO}_a) + O \cdot (\text{CaO}_o + \text{MgO}_o) + P_{\text{марг}} \cdot (\text{CaO}_p + \text{MgO}_p) + K \cdot A_K \cdot 0,01 \cdot (\text{CaO}_{\text{зк}} + \text{MgO}_{\text{зк}})}{A \cdot \text{SiO}_{2(a)} + O \cdot \text{SiO}_{2(o)} + P_{\text{марг}} \cdot \text{SiO}_{2(p)} + K \cdot A_K \cdot 0,01 \cdot \text{SiO}_{2(\text{зк})} - \text{Si}_{\text{ч}} \cdot \frac{60}{28} \cdot 100}$$

$$\frac{A(12,8 + 1,7) + O(4,7 + 0,92) + P_{\text{марг}}(1,1 + 0,5) + 54,67(3,33 + 1,95)}{8,5A + 6,6O + 2,2P_{\text{марг}} + 47,52 \cdot 9,8 \cdot 0,01 \cdot 40 \cdot \frac{60}{28} * 100} = 1,25$$

$$3,88A - 2,63O - 1,15P_{\text{марг}} = -19,41$$

### 2.3. Баланс марганцю

При ступені переходу марганцю в чавун 65% прихід марганцю в доменну піч на 100кг чавуну повинен становити  $\text{Mn}_{\text{ч}}$ : 0,65, кг

Рівняння балансу марганцю:

$$\text{Mn}_{\text{чуг}}: 0,65 = (A \cdot \text{Mn}_a + O \cdot \text{Mn}_o + P_{\text{марг}} \cdot \text{Mn}_p + K \cdot A_K \cdot 0,01 \cdot \text{Mn}_{\text{зк}}) \cdot 0,01$$

$$\frac{0,5}{0,65} = (0,09A + 0,10 + 40,3P_{\text{марг}} + 47,52 \cdot 9,8 \cdot 0,01 \cdot 0,36) * 0,01$$

$$0,0009A + 0,0010 + 0,403P_{\text{марг}} = 0,752$$

Рішення системи рівнянь:

$$(0,53A + 0,607O + 0,142 P_{\text{марг}}) = 77,22$$

$$3,88A - 2,63O - 1,15 P_{\text{марг}} = -19,41$$

$$0,0009A + 0,001O + 0,403 P_{\text{марг}} = 0,752$$

1. Ділимо всі члени кожного з рівнянь на коефіцієнт, що стоїть біля невідомого A відповідного рівняння

$$145,70=A+1,15O+0,27P$$

$$-5,01=A-0,68O-0,30P$$

$$863,07=A+1,11O+447,78P$$

2. Віднімаємо від членів першого рівняння члени другого та третього рівнянь.

$$150,71=1,824O+0,565P$$

$$-690,37=+0,034O-447,510P$$

3. Ділимо всі члени кожного з рівнянь на коефіцієнт, що стоїть біля невідомого O відповідного рівняння

$$82,63=O+0,31P$$

$$-20202,8=O-13095,84P$$

4. Віднімаємо від членів першого рівняння члени другого рівняння.

$$-20235,15=-13096,15P$$

$$P=1,55 \text{ кг/100 кг чавуну}$$

$$O=82,15 \text{ кг/100 кг чавуну}$$

$$A=51,21 \text{ кг/100 кг чавуну}$$

#### 2.4. Таблиця витрати шихтових матеріалів на 100 кг чавуну

У першу колонку числових значень витрат матеріалів заносяться величини, що були визначені з рівнянь балансів доменної плавки.

У другу колонку заносяться значення витрат фактично завантажених у доменну піч матеріалів, котрі мають бути більше витрат, визначених із балансів, на величину заданих в похідних даних значень вологості коксу та марганцевої руди, а також долі виносу кожного із компонентів шихти у вигляді

колошникового пилу. Необхідно пам'ятати, що вологість коксу та руди дається завжди понад 100 %.

Таблиця 2.1

Матеріал	Витрата без виносу пилу та вологи, кг	Витрата з виносом пилу та вологи, кг
1. Кокс	47,52	49,61
2. Агломерат	51,21	54,55
3. Окатиші	82,15	83,79
4. Марганцева руда	1,55	1,93
Усього :	182,43	189,88

По різниці сумарних витрат шихтових матеріалів у другій та першій колонках необхідно розрахувати масу вологи та пилу шихти, що уносяться з печі колошниковим газом.

### 3. РОЗРАХУНОК СКЛАДУ ШЛАКУ

Шлак, як і чавун, — кінцевий продукт доменної плавки. У доменній печі шлаки утворюються з порожньої породи рудної частини шихти, флюсів і золи коксу. Постійність хімічного і фізичного складу залізовмісної сировини, палива і флюсів забезпечує рівний хід доменного процесу, однорідність складу і властивостей доменного чавуну і шлаку. Останнє дуже важливе для якості як чавуну, так і шлаків. Шлак, утворюючись в процесі високотемпературних реакцій, отримує великий запас теплової і хімічної енергії, чим вигідно відрізняється від первинної мінеральної сировини. Раціонально використовувати цей запас енергії при виробництві гранульованого шлаку, пористих заповнювачів, шлакової вати і шлакоситалів — одне з найважливіших завдань виробництва.

По хімічному складу доменні шлаки діляться на три групи: основні, нейтральні і кислі. До основних відносяться шлаки, що мають модуль основності

$$M_o = \frac{CaO + MgO}{SiO_2 + Al_2O_3}$$

більше одиниці, в нейтральних він дорівнює одиниці, а в кислих — менше одиниці.

Основні шлаки утворюються при виплавці криворізьких руд на високосірчистому коксі з донецького вугілля, містять велику масову частку оксиду кальцію (46—49 %) і порівняно невисоку — глинозему (до 10 %).

Більшість основних шлаків, головним чином ті, які містять понад 43 % CaO і менше 8 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, при повільному охолодженні схильні до силікатного розпаду в результаті поліморфного перетворення. Використання таких шлаків для виробництва пемзи і щебеня без попередньої стабілізації утруднено, а інколи абсолютно неможливо. Їх доцільно переробляти переважно способом грануляції. Розпад може відбуватися і в результаті гідратації оксидів або сульфідів (CaO — вапняний, FeS — залістий і MnS — марганцевистий розпад).

Можлива внутрішньодоменна стабілізація шлаків за рахунок підвищення в шихті, а отже, і в шлаку, кількостей MgO і Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Необхідно прагнути до здобуття розплаву, що містить не більше 6—12 % MgO, з врахуванням наявності в шлаках глинозему.

Нейтральні шлаки містять 40—44 % CaO.

Кислі доменні шлаки в даний час складають одну третину виходу всіх шлаків на пострадянському просторі. Вони мають низький вміст оксиду кальцію (35—42 %) і вище — глинозему (10—15 %). З кислих шлаків можна виготовляти якісне литво і волокнисті вироби.

Для запобігання силікатному розпаду шлаку при виробництві пемзи, щебеня і інших матеріалів можлива його кристалохімічна позадоменна стабілізація шляхом введення в розплав деяких добавок. В даний час як стабілізуюча добавка рекомендується апатитовий концентрат (0,3 % маси шлаку в перерахунку на

$P_2O_5$ ). Апатит можна замінити сталеплавильними фосфат-шлаками, що містять еквівалентну кількість  $P_2O_5$ .

Для стабілізації доменних шлаків при виробництві пемзи можна вводити в розплав за допомогою стислого повітря 0,3 % апатитового концентрату і 0,7 % колошниковому пилу, що містить близько 40 % Fe у вигляді FeO і  $Fe_2O_3$ .

Кристалізаційна здатність шлаків, ця найважливіша технологічна властивість, тісно пов'язана з їх мінералогічним складом. Так, моносилікати  $MeO \cdot SiO_2$  мають відносно високу кристалізаційну здатність і застигають в «скло» лише при швидкому охолодженні, що характерне для основних шлаків. Навпаки, деякі двосилікати  $MeO \cdot SiO_2$  кристалізуються погано і здатні застигати в «скло» навіть при повільному охолодженні. До них відносяться кислі шлаки, які через низьку в'язкість називають «довгими» на відміну від основних :— «коротких».

Розрахунками показано, що за оптимальних умов (при вмісті кисню в дутті 30%, температурі дуття 1200 °С, витраті природного газу 120 м<sup>3</sup>/т чавуну і масовій долі заліза в шихті 56—58 %) мінімальний вихід шлаку для здобуття чавуну з масовою долею сірки до 0,025 %, складає для доменних печей тих, що працюють на коксі з вугілля Донецького басейну з 1,8—1,9 % S — близько 240—260 кг/т чавуну. По цілому ряду технологічних причин фактичний вихід шлаку значно (на 40 %) вище теоретичного і складає в середньому близько 400 кг/т чавуну.

Процес шлакоутворення в доменній печі є одним із ключових етапів доменного виробництва, адже шлак виконує важливі функції: очищує чавун від небажаних домішок (сірка, фосфор, оксиди), захищає футеровку печі та сприяє стабільності процесу. Шлакоутворення проходить кілька послідовних етапів, кожен із яких залежить від хімічного складу шихти, температури та умов у доменній печі.

На початковому етапі, коли шихта прогрівається, відбувається розкладання вапняку ( $CaCO_3$ ) і доломіту ( $CaCO_3 \cdot MgCO_3$ ). У результаті виділяється вуглекислий газ ( $CO_2$ ), а залишкові продукти ( $CaO$  і  $MgO$ ) вступають у реакцію з

оксидами, присутніми в руді, коксі та інших компонентах шихти. Цей етап починається при температурах близько 900-1000 °С.

Далі, при підвищенні температури (1200-1300 °С), оксиди кремнію ( $\text{SiO}_2$ ), алюмінію ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), заліза ( $\text{FeO}$ ) та інші домішки, які входять до складу руди, взаємодіють із  $\text{CaO}$  і  $\text{MgO}$ , утворюючи первинні шлаки.

На наступному етапі, який проходить у зоні найвищих температур (близько 1500-1600 °С), шлак набуває стабільного складу. Основні оксиди ( $\text{CaO}$ ,  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{MgO}$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) формують силікатну матрицю, а вуглець із коксу сприяє відновленню оксидів заліза. У цій фазі також відбувається десульфурація чавуну, коли сірка з чавуну переходить у шлак у вигляді сполук типу  $\text{CaS}$ .

На завершальному етапі, у нижній зоні печі, шлак і чавун розділяються через різницю їхньої густини. Шлак, маючи густину близько 2,5-3,0 г/см<sup>3</sup>, плаває над чавуном (густина близько 6,8-7,2 г/см<sup>3</sup>) і періодично випускається через окремі отвори в доменній печі. Важливо, щоб шлак зберігав рідкотекучість навіть за температур, нижчих за 1400 °С, що забезпечується його оптимальним хімічним складом, зокрема основність у межах 1,2-1,6.

Таким чином, шлакоутворення є складним багатостадійним процесом, який залежить від температури, складу шихти та умов доменного виробництва. Управління цим процесом має вирішальне значення для отримання якісного чавуну та підтримання стабільності доменного процесу.

### 3.1. Розрахунок кількості сірки в шлаку

а) Вноситься сірки усіма шихтовими матеріалами:

$$(A \cdot S_a + O \cdot S_o + P_{\text{марг}} \cdot S_p + K \cdot S_k) \cdot 0,01, \text{ кг/100кг чавуну.}$$

б) При вмісті сірки в чавуні  $S_{\text{ч}}$  (%) в ньому міститься чисельно таж кількість сірки в кг/100кг чавуну.

в) Приймаємо, що з колошниковим газом випаровується 3 % сірки, що надійшла в піч. Тоді маса сірки, що перейшла в шлак, складе:

$$\begin{aligned}
 S_{\text{шл}} &= (A \cdot S_a + O \cdot S_o + P_{\text{марг}} \cdot S_p + K \cdot S_k) \cdot 0,01 \cdot (1 - 0,03) - S_{\text{чуг}} = \\
 &= (51,21 \cdot 0,042 + 82,15 \cdot 0,013 + 1,55 \cdot 0,03 + 47,52 \cdot 1,68) \cdot 0,01 \cdot (1 - 0,03) - 0,03 = \\
 &= 0,776, \text{ кг/100кг чавуну.}
 \end{aligned}$$

Прийнявши, що вся сірка знаходиться у шлаку у вигляді CaS, находимо:

$$\text{CaS}_{\text{шл}} = S_{\text{шл}} \cdot \frac{72}{32} = 0,793 \cdot 72/32 = 1,746, \text{ кг/100 кг чавуну,}$$

де 72 - молекулярна маса CaS,

32 - атомна маса сірки.

### 3.2. Розрахунок кількості CaO у шлаку

а) Вноситься CaO усіма шихтовими матеріалами:

$$(A \cdot \text{CaO}_a + O \cdot \text{CaO}_o + P_{\text{марг}} \cdot \text{CaO}_p + K \cdot A_k \cdot 0,01 \cdot \text{CaO}_{\text{зк}}) \cdot 0,01, \text{ кг/100кг чавуну.}$$

б) Переходить CaO у CaS:

$$\text{CaS}_{\text{шл}} \cdot \frac{56}{72}, \text{ кг/100 кг чавуну,}$$

де 56 і 72 - молекулярні маси CaO і CaS.

в) Вміст CaO у шлаку

$$\begin{aligned}
 &(A \cdot \text{CaO}_a + O \cdot \text{CaO}_o + P_{\text{марг}} \cdot \text{CaO}_p + K \cdot A_k \cdot 0,01 \cdot \text{CaO}_{\text{зк}}) \cdot 0,01 - \text{CaS}_{\text{шл}} \cdot \frac{56}{72} = \\
 &= (51,21 \cdot 12,8 + 82,15 \cdot 4,7 + 1,55 \cdot 1,1 + 47,52 \cdot 9,8 \cdot 3,33 \cdot 0,01) \cdot 0,01 - 1,785 \cdot 56/72 = \\
 &= 9,231, \text{ кг/100кг чавуну.}
 \end{aligned}$$

### 3.3. Розрахунок кількості MgO у шлаку

Вважаємо, що уся кількість MgO, що надходить в піч, переходить без жодних перетворень і втрат у шлак:

$$\begin{aligned} \text{MgO}_{\text{шл}} &= (A \cdot \text{MgO}_a + O \cdot \text{MgO}_o + P_{\text{марг}} \cdot \text{MgO}_p + K \cdot A_k \cdot 0,01 \cdot \text{MgO}_{3к}) \cdot 0,01 = \\ &= (51,21 \cdot 1,7 + 82,15 \cdot 0,92 + 1,55 \cdot 0,5 + 47,51 \cdot 9,8 \cdot 0,01 \cdot 1,95) \cdot 0,01 = 1,725, \text{ кг/100кг чавуну} \end{aligned}$$

### 3.4. Розрахунок кількості SiO<sub>2</sub> у шлаку

а) Вноситься SiO<sub>2</sub> у піч:

$$(A \cdot \text{SiO}_{2a} + O \cdot \text{SiO}_{2o} + P_{\text{марг}} \cdot \text{SiO}_{2p} + K \cdot A_k \cdot 0,01 \cdot \text{SiO}_{23к}) \cdot 0,01, \text{ кг/100кг чавуну}$$

б) Відновлюється SiO<sub>2</sub> у печі:

$$\text{Si}_{\text{чуг}} \cdot \frac{60}{28}, \text{ кг/100кг чавуну}$$

де: 60 – молекулярна маса SiO<sub>2</sub>

28 – атомна маса Si.

в) Залишається SiO<sub>2</sub> у шлаку:

$$\begin{aligned} \text{SiO}_{2\text{шл}} &= (A \cdot \text{SiO}_{2a} + O \cdot \text{SiO}_{2o} + P_{\text{марг}} \cdot \text{SiO}_{2p} + K \cdot A_k \cdot 0,01 \cdot \text{SiO}_{23к}) \cdot 0,01 - \text{Si}_{\text{чуг}} \cdot \frac{60}{28} = \\ &= (51,21 \cdot 8,5 + 82,15 \cdot 6,6 + 1,55 \cdot 2,2 + 47,52 \cdot 9,8 \cdot 0,01 \cdot 40) \cdot 0,01 - 0,85 \cdot 60/28 = \\ &= 9,851, \text{ кг/100кг чавуну.} \end{aligned}$$

### 3.5. Розрахунок кількості $\text{Al}_2\text{O}_3$ у шлаку

$$\begin{aligned}\text{Al}_2\text{O}_{3\text{шл}} &= (\text{A} \cdot \text{Al}_2\text{O}_{3\text{а}} + \text{O} \cdot \text{Al}_2\text{O}_{3\text{о}} + \text{P}_{\text{марг}} \cdot \text{Al}_2\text{O}_{3\text{р}} + \text{K} \cdot \text{A}_{\text{к}} \cdot 0,01 \cdot \text{Al}_2\text{O}_{3\text{зк}}) \cdot 0,01 = \\ &= (51,21 \cdot 1,1 + 82,15 \cdot 0,23 + 1,55 \cdot 8,1 + 47,52 \cdot 9,8 \cdot 0,01 \cdot 21,1) \cdot 0,01 = \\ &= 1,861, \text{ кг/100кг чавуну}\end{aligned}$$

### 3.6. Розрахунок кількості $\text{MnO}$ у шлаку

Приймаємо, що 30% марганцю, який завантажується з шихтою в піч, переходить в шлак, тоді:

$$\begin{aligned}\text{MnO}_{\text{шл}} &= 0,30 \cdot (\text{A} \cdot \text{Mn}_{\text{а}} + \text{O} \cdot \text{Mn}_{\text{о}} + \text{P}_{\text{марг}} \cdot \text{Mn}_{\text{р}} + \text{K} \cdot \text{A}_{\text{к}} \cdot 0,01 \cdot \text{Mn}_{\text{зк}}) \cdot 0,01 \cdot \frac{71}{55} = \\ &= 0,30(51,21 \cdot 0,09 + 82,15 \cdot 0,1 + 1,55 \cdot 40,3 + 47,52 \cdot 9,8 \cdot 0,01 \cdot 0,36) \cdot 0,01 \cdot \frac{71}{55} = \\ &= 0,298, \text{ кг/100кг чавуну,}\end{aligned}$$

де 71 – молекулярна маса  $\text{MnO}$ ,

55 – атомна маса  $\text{Mn}$

### 3.7. Розрахунок кількості $\text{FeO}$ у шлаку

У відповідності з прийнятим раніше припущенням, із шлаком втрачається 0,15 кг заліза на 100кг чавуну. Тоді:

$$\text{FeO}_{\text{шл}} = 0,15 \cdot \frac{72}{56} = 0,193, \text{ кг/100кг чавуну.}$$

## 3.8. Зведена таблиця складу шлаку:

Таблиця 3.1

Компоненти	кг/100кг чавуну	%
CaO	9,231	37,06
MgO	1,725	6,93
SiO <sub>2</sub>	9,851	39,55
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1,861	7,47
MnO	0,298	1,20
FeO	0,193	0,78
CaS	1,746	7,01
Усього	24,91	100,00

Відсотковий вміст у шлаку кожного компонента визначається після розрахунку сумарного виходу шлаку на 100 кг чавуну.

## 3.9. Перевірка основності шлаку

При розрахунку основності шлаку враховується не лише фактичне значення CaO<sub>шл</sub>, але і та кількість CaO, яка в результаті обмінної реакції при поглинанні шлаком сірки перетворилась в CaS (див. 3.2. б).

Якщо виконані розрахунки вірні, то обчислена за даними останньої таблиці, з урахуванням останнього уточнення, основність шлаку  $\left( \frac{\text{CaO} + \text{MgO} + \text{CaS}}{\text{SiO}_2} \right)_{\text{шл}}$  повинна відповідати заданій у вихідних даних.

#### 4. РОЗРАХУНОК КІЛЬКОСТІ ДУТТЯ

Комбінованим прийнято називати дуття, що включає добавки як у вигляді окисників (кисень, пара), так і відновників (природний газ, коксовий газ, мазут пиловугільне паливо та ін.). Найбільше поширення отримало поєднання збагачення дуття киснем з вдуванням природного газу.

Основний позитивний ефект при вдуванні природного газу полягає в значному скороченні витрати коксу, а при збагаченні дуття киснем – у збільшенні продуктивності печі. Але досягнення можливого ефекту при вдуванні природного газу обмежується його негативними сторонами – збільшенням кількості горнового газу з пониженням температури в горні, а досягнення можливого ефекту збагаченого киснем дуття обмежується, навпаки, надмірним підвищенням температури в горні.

Дуттьовий режим доменної плавки — це сукупність параметрів, що характеризують подачу повітряного дуття в доменну піч. Ці параметри мають вирішальне значення для регулювання температури, швидкості хімічних реакцій і ефективності процесу плавки. Основні параметри дуттьового режиму включають наступні показники.

Температура дуття є одним із ключових параметрів. Вона зазвичай становить 1000-1300°C, залежно від технологічних умов. Висока температура дуття сприяє зниженню витрат коксу, підвищенню температури у фурменій зоні та покращенню теплового балансу печі.

Тиск дуття, який вимірюється у фурмах, також є важливим показником. Зазвичай він становить 0,2-0,3 МПа (2-3 кгс/см<sup>2</sup>). Вищий тиск забезпечує глибше проникнення дуття в шихту, але надмірний тиск може порушити стабільність газового потоку.

Об'єм дуття, поданого у піч, вимірюється в кубічних метрах за хвилину (м<sup>3</sup>/хв) і залежить від продуктивності печі. Для сучасних доменних печей об'єм дуття може досягати 3000-5000 м<sup>3</sup>/хв. Важливо підтримувати оптимальне

співвідношення об'єму дуття та кількості коксу для ефективного відновлення заліза.

Збагачення дуття киснем є поширеною практикою для підвищення температури у фурменій зоні. Концентрація кисню в дутті може коливатися від 25 до 35 %. Це дозволяє знизити витрати коксу і збільшити продуктивність печі.

Вологість дуття впливає на процеси теплового обміну і відновлення в печі. Вона контролюється шляхом охолодження або нагрівання дуття. Зазвичай вологість дуття не перевищує 0,5-1 г/м<sup>3</sup>. Введення пари до дуття іноді застосовують для регулювання теплового балансу, але це вимагає ретельного контролю.

Склад дуття також може включати додаткові компоненти, такі як природний газ, пиловугільне паливо або мазут. Їх додавання дозволяє знизити витрати коксу, змінити температурний режим та підвищити ефективність доменної плавки.

Кількість дуття визначається з балансу кисню, необхідного для спалювання вуглецю коксу, що доходить до фурм, а також вуглецю природного газу.

#### 4.1. Розрахунок вуглецю коксу, що згорає на фурмах

а) Вміст нелетучого вуглецю у коксі:

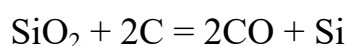
$$C_k = 100 - (A_k + S_k + V_k) = 100 - (9,8 + 1,68 + 0,9) = 92,78, \%$$

б) Кокс вносить у доменну піч нелетучого вуглецю:

$$K \cdot C_k \cdot 0,01, \text{ кг/100кг чавуну.}$$

в) Розчинюється вуглецю в чавуні: 20,93, кг/100 кг чавуну.

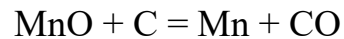
г) Витрачається вуглецю на відновлення кремнію по реакції



$$\text{Si}_{\text{ч}} \cdot \frac{2 \cdot 12}{28}, \text{ кг/100кг чавуну}$$

де 12 и 28 – атомні маси С и Si.

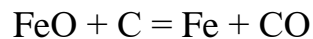
д) Витрачається вуглецю на відновлення марганцю по реакції



$$\text{Mn}_{\text{ч}} \cdot \frac{12}{55}, \text{ кг/100кг чавуну}$$

де 12 и 55 – атомні маси С и Mn.

е) Витрачається вуглецю на на пряме відновлення заліза по реакції



$$\text{Fe}_{\text{ч}} \cdot r_{\text{д}} \cdot \frac{12}{56}, \text{ кг/100кг чавуну}$$

де 12 и 56 – атомні маси С и Fe.

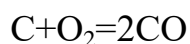
ж) Витратою вуглецю коксу на відновлення фосфору нехтуємо.

з) Кількість вуглецю коксу, що згорає у фурм:

$$\begin{aligned} C_{\text{фк}} &= K \cdot C_{\text{к}} \cdot 0,01 - C_{\text{чуг}} - \text{Si}_{\text{чуг}} \cdot \frac{24}{28} - \text{Mn}_{\text{чуг}} \cdot \frac{12}{55} - \text{Fe}_{\text{чуг}} \cdot r_{\text{д}} \cdot \frac{12}{56} = \\ &= 47,52 \cdot 92,78 \cdot 0,01 - 20,93 - 0,85 \cdot 24/28 - 0,5 \cdot 12/55 - 77,62 \cdot 0,2932 \cdot 12/56 = \\ &= 17,44, \text{ кг/100кг чавуну} \end{aligned}$$

#### 4.2. Розрахунок необхідної кількості дуття

а) Потрібно кисню для спалювання вуглецю коксу по реакції



$$C_{\text{фк}} \cdot \frac{22,4}{2 \cdot 12}, \text{ м}^3/100\text{кг чавуну.}$$

б) На спалювання вуглецю вуглеводнів  $1\text{ м}^3$  природного газу з утворенням CO необхідно кисню дуття:

$$\begin{aligned} W &= (0,5 \cdot \text{CH}_{4\text{r}} + \text{C}_2\text{H}_{6\text{r}} + 1,5 \cdot \text{C}_3\text{H}_{8\text{r}} + 2 \cdot \text{C}_4\text{H}_{10\text{r}} + 2,5 \cdot \text{C}_5\text{H}_{12\text{r}} - 0,5 \cdot \text{CO}_{2\text{r}}) \cdot 0,01 = \\ &= (0,5 \cdot 93,2 + 4,3 + 1,5 \cdot 0,8 + 2 \cdot 1,02 + 2,5 \cdot 0,1 - 0,5 \cdot 0,2) \cdot 0,01 = \\ &= 0,55, \text{ м}^3/\text{м}^3 \text{ газу.} \end{aligned}$$

в) Потрібно кисню для спалювання в фурмених вогнищах вуглецю природного газу:

$$\text{ПГ} \cdot W, \text{ м}^3/100\text{кг чавуну.}$$

г) Вміст кисню (вільного та зв'язаного в  $\text{H}_2\text{O}$ ) у вологому дутті:

$$\begin{aligned} O_{2(\text{д})} &= O_{2(\text{сд})} \cdot (1 - \varphi_{\text{д}} \cdot 0,01) + 0,5 \cdot \varphi_{\text{д}} = \\ &= 24,5 \cdot (1 - 1,5 \cdot 0,01) + 0,5 \cdot 1,5 = 24,88, \% \end{aligned}$$

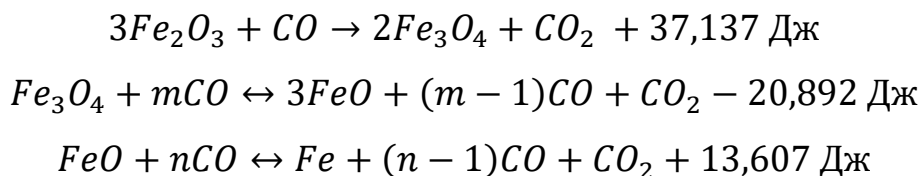
д) Витрата дуття:

$$\begin{aligned} V_{\text{д}} &= \left( C_{\text{фк}} \cdot \frac{22,4}{24} + \text{ПГ} \cdot W \right) : \frac{O_{2(\text{д})}}{100} = \\ &= (17,44 \cdot 22,4/24 + 12 \cdot 0,55) : 24,88/100 = 91,79, \text{ м}^3/100\text{кг чавуну.} \end{aligned}$$

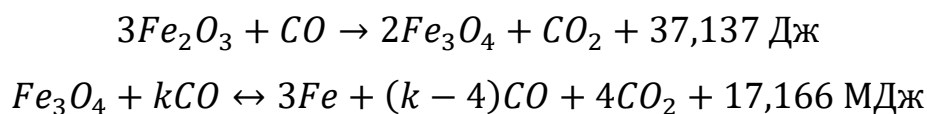
## 5. РОЗРАХУНОК КІЛЬКОСТІ ТА СКЛАДУ КОЛОШНИКОВОГО ГАЗУ

Відновлення оксидом вуглецю (CO) та воднем ( $\text{H}_2$ ) з утворенням  $\text{CO}_2$  та  $\text{H}_2\text{O}$  прийнято називати непрямим або непрямим відновленням, а відновлення вуглецем з утворенням CO - прямим.

При температурах вище 570 °С:



При температурах нижче 570 °С:



Наявність надлишку СО забезпечує протікання процесу тільки у напрямку відновлення. При цьому в газоподібних продуктах реакції поряд з СО<sub>2</sub> залишається деяка кількість СО, що не прореагував. Відсутній коефіцієнт при СО вказує на необоротність реакції відновлення Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, тобто відсутня можливість окислення Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> за рахунок СО<sub>2</sub>.

Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> не є міцним оксидом та може перетворюватися на Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> з виділенням СО<sub>2</sub>, навіть без участі відновника (термодинамічна дисоціація).

$$T_{\text{терм.дис.}} = 1455 \text{ °С } (P_{O_2} = 100 \text{ кПа } )$$

Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> та, особливо, FeO є стійкішими. Їх термодинамічна дисоціація в умовах доменної плавки неможлива, а відновлення може відбуватися тільки за умови деякої наявності СО.

Для кожного оксиду при даній температурі існує таке співвідношення відновника СО та його оксиду СО<sub>2</sub> в газовій фазі, при якому вона є нейтральною у відношенні до оксиду феруму та продукту його відновлення, а окислювально-відновна реакція знаходиться у рухомій рівновазі.

Оскільки об'єм газоподібних продуктів реакції дорівнює об'єму газу, що вступає в реакцію, склад рівноважної газової фази не залежить від тиску та змінюється тільки зі зміною температури.

Рівновага реакцій відновлення оксидів феруму добре вивчена як теоретично, так і експериментально. На рис.5.1 наведено діаграму рівноважних складів газової фази з оксидами феруму, ферумом та вуглецем за різних температур.

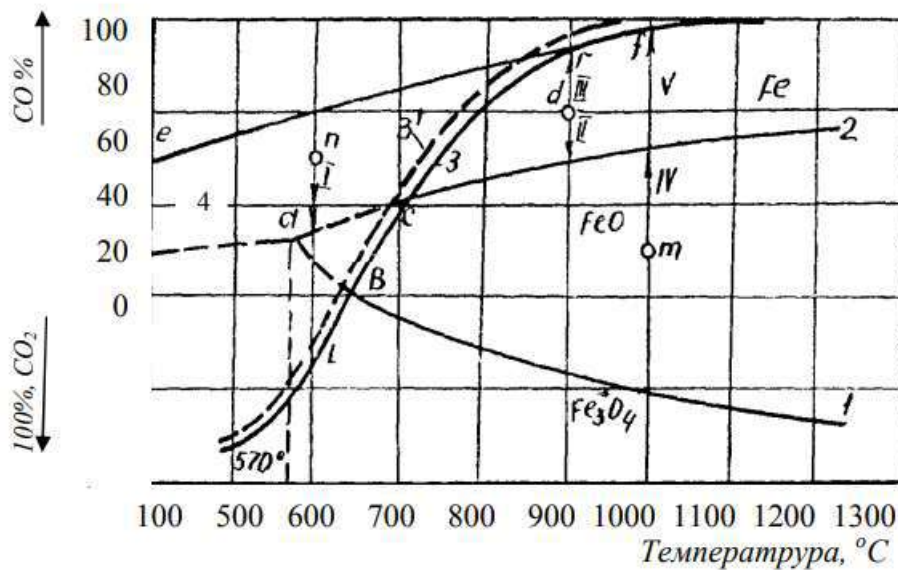
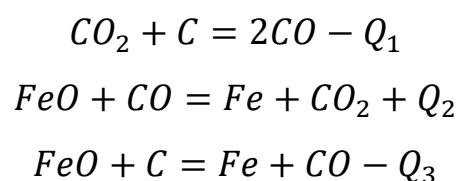
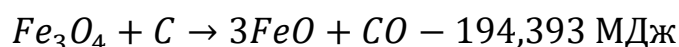
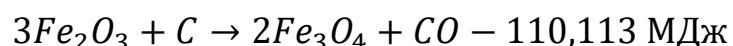


Рисунок 5.1 Рівновага газових сумішей CO, CO<sub>2</sub> з оксидами феруму, ферумом та вуглецем

При температурі вище 1000 °C відбувається газифікація твердого вуглецю, що сприяє процесам відновлювання. Наприклад, в точці m FeO відновлюватися не може, але реакція Белла підвищує співвідношення CO:CO<sub>2</sub> в газіві по стрілці IV і V до рівноваги. Це вже область стійкого стану Fe, і тому FeO буде відновлюватися до Fe. Відновлення проходить за схемою:



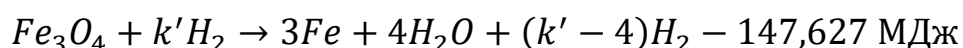
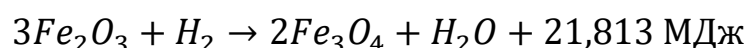
Пряме відновлення можливе і для інших оксидів:



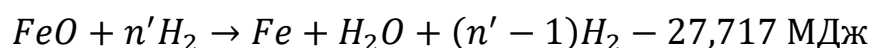
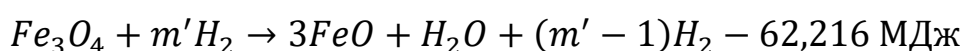
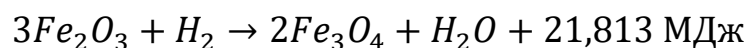
Оксид вуглецю, проникаючи в пори рудних матеріалів, віднімає кисень від оксидів феруму, передаючи його вуглецеві, та переходить в газову фазу. В результаті реакції витрачається тільки вуглець. При низьких температурах відновлювання за рахунок вуглецю розвинуте слабо.

Швидкість реакції зростає з підвищенням температури, а при температурі вище 950-1000 °С вона стає настільки високою, що практично повністю CO<sub>2</sub> зникає з утворенням CO. При таких температурах розвивається відновлювання вуглецем, але за участю газової фази, тобто прямим шляхом.

Відновлення оксидів феруму воднем протікає при температурі нижче 570 °С у дві стадії:



а при температурі вище 570 °С – у три стадії:



Реакції відновлення оксидом вуглецю і воднем ідентичні. Різниця полягає тільки в чисельних значеннях коефіцієнтів n та n' ; m і m', а також в тому, що відновлення Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> і FeO воднем є ендотермічним процесом, тоді як відновлення FeO відбувається з виділенням теплоти.

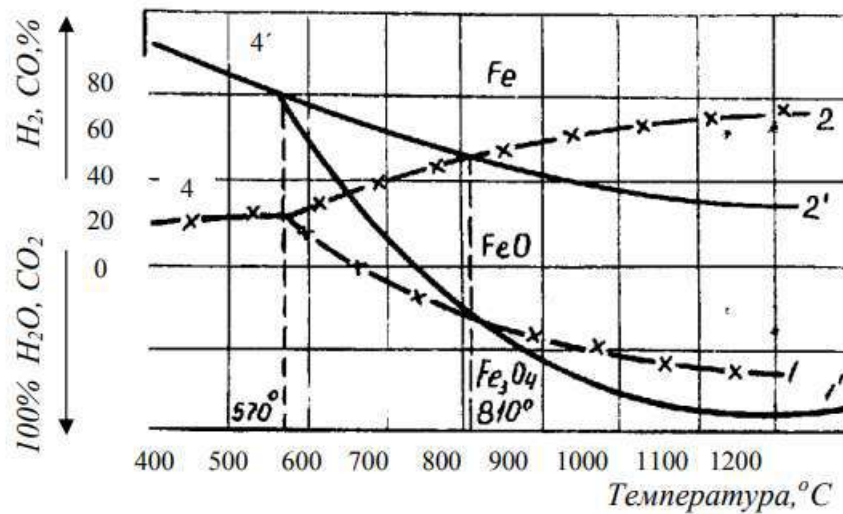


Рисунок 5.2 Рівноважні газові суміші CO, CO<sub>2</sub> і H<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>O з оксидами феруму та ферумом

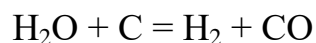
При температурі нижче 810 °С для відновлення Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> і FeO співвідношення H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>Oгаз повинно бути більшим у порівнянні з CO/CO<sub>2</sub>, що говорить про сильнішу відновлювальну властивість CO, при t вище 810 °С – навпаки.

### 5.1. Розрахунок кількості водню в колошниковому газі

а) Утворюється водню при неповному горінні в доменній печі природного газу:

$$V_{H_2r} = ПГ \cdot (2 \cdot CH_{4\text{ пр}} + 3 \cdot C_2H_{6\text{ пр}} + 4 \cdot C_3H_{8\text{ пр}} + 5 \cdot C_4H_{10\text{ пр}} + 6 \cdot C_5H_{12\text{ пр}}) \cdot 0,01 = \\ = 12 \cdot (2 \cdot 93,2 + 3 \cdot 4,3 + 4 \cdot 0,8 + 5 \cdot 1,2 + 6 \cdot 0,1) \cdot 0,01 = 25,09, \text{ м}^3/100 \text{ кг чугуна.}$$

б) Утворюється водню з вологи дуття по реакції:



$$V_{H_2\text{вол}} = V_d \cdot \varphi_d \cdot 0,01 = 91,79 \cdot 1,5 \cdot 0,01 = 1,38, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

в) Водень летких речовин коксу:

$$V_{H_2 \text{ лк}} = K \cdot V_K \cdot H_{2 \text{ лк}} \cdot 10^{-4} \cdot \frac{22,4}{2} = 47,52 \cdot 0,9 \cdot 39 \cdot 10^{-4} \cdot 22,4/2 = 1,87, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

г) Водень органічної маси коксу:

$$V_{H_2 \text{ орг}} = K \cdot H_{2 \text{ орг}} \cdot 0,01 \cdot \frac{22,4}{2} = 47,52 \cdot 0,48 \cdot 0,01 \cdot 22,4/2 = 5,32, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

д) Приймаємо, що на реакції непрямого відновлення витрачається 1/3 частина водню, що утворюється в доменній печі.

е) Всього в колошниковому газі водню:

$$\begin{aligned} V_{H_2(кг)} &= (V_{H_2 \text{ г}} + V_{H_2 \text{ вол}} + V_{H_2 \text{ лк}} + V_{H_2 \text{ орг}}) \cdot \frac{2}{3} = \\ &= (25,09 + 1,38 + 1,87 + 2,55) \cdot 2/3 = 20,59, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.} \end{aligned}$$

## 5.2. Розрахунок кількості CO<sub>2</sub> в колошниковому газі

Основне джерело CO<sub>2</sub> в доменному газі – це відновлення оксидів заліза за допомогою CO. Вищі оксиди заліза (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> та Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>) відновлюються до FeO повністю по реакціям непрямого відновлення. Для зручності обчислень будемо умовно вважати, що на цій стадії непряме відновлення оксидів заліза йде виключно за участю CO, а водень бере участь як відновник тільки лише на стадії відновлення FeO до Fe. Таке допущення не змінює результатів розрахунку.

У даних про хімічний склад агломерату та окатишів зазвичай указують загальний вміст Fe і вміст FeO. Природно, ні металевого заліза, ні FeO у вільному стані в залізородних матеріалах немає. Вказана кількість FeO входить до складу інших сполук, наприклад, Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> = Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·FeO, але для розрахункового аналізу процесів відновлення будемо умовно вважати FeO вільним оксидом, а також що все інше залізо знаходяться у вигляді Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

а) Усього Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> в шихті:

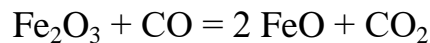
$$\text{Fe}_2\text{O}_{3\text{ш}} = \left[ \text{Fe}_\text{ч} - 0,01 \cdot (\text{A} \cdot \text{FeO}_\text{а} + \text{O} \cdot \text{FeO}_\text{о}) \cdot \frac{56}{72} \right] \cdot \frac{160}{56 \cdot 2} =$$

$$= (77,62 - 0,01 \cdot (51,21 \cdot 10,7 + 82,15 \cdot 2,5)) \cdot 56 / 72 \cdot 160 / (56 \cdot 2) = 102,52, \text{ кг/100кг чавуну,}$$

де 56 – атомна маса заліза,

72 и 160 – молекулярні маси FeO и Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

б) Кількість CO<sub>2</sub>, що утворюється при відновленні Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> до FeO по реакції:

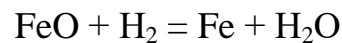


$$\text{Fe}_2\text{O}_{3\text{ш}} \cdot \frac{22,4}{160}, \text{ м}^3/\text{100кг чавуну.}$$

в) Відновлюється заліза з FeO непрямим шляхом:

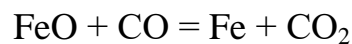
$$\text{Fe}_\text{ч} (1 - r_d), \text{ кг/100кг чавуну.}$$

г) З цієї кількості відновлюється заліза воднем по реакції:



$$V_{\text{H}_2(\text{кг})} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{56}{22,4}, \text{ кг/100кг чавуну.}$$

д) Відновлюється заліза по реакції:



$$\text{Fe}_\text{ч} \cdot (1 - r_d) - V_{\text{H}_2(\text{кг})} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{56}{22,4}, \text{ кг/100кг чавуну.}$$

При цьому утворюється CO<sub>2</sub>:

$$\left[ \text{Fe}_\text{ч} \cdot (1-r_d) - V_{\text{H}_2(\text{КГ})} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{56}{22,4} \right] \cdot \frac{22,4}{56}, \text{ м}^3/100\text{кг чавуну.}$$

е) Усього утворюється  $\text{CO}_2$  при відновленні оксидів заліза:

$$\begin{aligned} V_{\text{CO}_2(\text{відн.})} &= \text{Fe}_2\text{O}_{3\text{ш}} \cdot \frac{22,4}{160} + \left[ \text{Fe}_\text{ч} \cdot (1-r_d) - V_{\text{H}_2(\text{КГ})} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{56}{22,4} \right] \cdot \frac{22,4}{56} \\ &= 102,52 \cdot 22,4/160 + (77,62 \cdot (1-0,2932) - 20,59 \cdot 1/2 \cdot 56/22,4) \cdot 22,4/56 = \\ &= 26,00, \text{ м}^3/100\text{кг чавуну.} \end{aligned}$$

ж)  $\text{CO}_2$  летких речовин коксу:

$$\begin{aligned} V_{\text{CO}_2(\text{лк})} &= K \cdot V_\text{к} \cdot \text{CO}_2\text{лк} \cdot 10^{-4} \cdot \frac{22,4}{44} = \\ &= 47,52 \cdot 0,9 \cdot 6,8 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{22,4}{44} = 0,02, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.} \end{aligned}$$

з) Кількість  $\text{CO}_2$  у колошниковому газі:

$$\begin{aligned} V_{\text{CO}_2(\text{КГ})} &= V_{\text{CO}_2(\text{відн.})} + V_{\text{CO}_2(\text{лк})} = \\ &= 26,00 + 0,02 = 26,02, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.} \end{aligned}$$

### 5.3. Розрахунок кількості $\text{CO}$ в колошниковому газі

Основними джерелами  $\text{CO}$  є горіння вуглецю палива у фурм і процеси прямого відновлення. Частина  $\text{CO}$ , що утворюється в доменній печі бере участь у реакціях непрямого відновлення і переходить в  $\text{CO}_2$ .

а) При горінні палива у фурм з кожного  $\text{м}^3$  кисню вологого дуття утвориться два об'єми  $\text{CO}$ , а всього:

$$\begin{aligned} V_{\text{CO}(\text{гор})} &= 2 \cdot V_\text{д} \cdot \text{O}_{2(\text{д})} \cdot 0,01 = \\ &= 2 \cdot 91,79 \cdot 24,88 \cdot 0,01 = 45,68, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.} \end{aligned}$$

б) Утворюється СО в результаті реакцій прямого відновлення, які вже розглядалися в підрозділі 4.1:

$$V_{CO(d)} = Fe_{\text{ч}} \cdot r_d \cdot \frac{22,4}{56} + Si_{\text{ч}} \cdot \frac{2 \cdot 22,4}{28} + Mn_{\text{ч}} \cdot \frac{22,4}{55} =$$

$$= 77,62 \cdot 0,2932 \cdot 22,4/56 + 0,85 \cdot (2 \cdot 22,4)/28 + 0,5 \cdot 22,4/55 = 10,67, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

в) СО летких речовин коксу:

$$V_{CO(лк)} = K \cdot V_k \cdot CO_{лк} \cdot 10^{-4} \cdot \frac{22,4}{28} =$$

$$= 47,52 \cdot 0,9 \cdot 47,9 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{22,4}{28} = 0,16, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

г) Переходить СО в СО<sub>2</sub> в результаті реакцій непрямого відновлення:

$$V_{CO(i)} = V_{CO_2(\text{відн.})} = 26,00, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

д) Кількість СО в колошниковому газі:

$$V_{CO(KГ)} = V_{CO(\text{гор})} + V_{CO_d} + V_{CO(лк)} - V_{CO_i} =$$

$$= 45,68 + 10,67 + 0,16 - 26,00 = 30,51, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

#### 5.4. Розрахунок кількості азоту в колошниковому газі

а) Вноситься азоту з вологим дуттям:

$$V_{N_2(o)} = V_d \cdot (1 - O_{2(d)} \cdot 0,01) \cdot (1 - \varphi_d \cdot 0,01) =$$

$$= 91,79 \cdot (1 - 24,88 \cdot 0,01) \cdot (1 - 1,5 \cdot 0,01) = 67,92, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

б) Азот летючих коксу:

$$V_{N_2(лк)} = K \cdot V_K \cdot N_{2лк} \cdot 10^{-4} \cdot 22,4/28 =$$

$$= 47,52 \cdot 0,9 \cdot 6,1 \cdot 10^{-4} \cdot 22,4/28 = 2,13, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

в) Азот органічної маси коксу:

$$V_{N_2(орг)} = K \cdot N_{2орг} \cdot 0,01 \cdot 22,4/28 =$$

$$= 47,52 \cdot 0,49 \cdot 0,01 \cdot 22,4/28 = 0,19, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

г) Азот природного газу:

$$V_{N_2(ПГ)} = ПГ \cdot N_{2 ПГ} \cdot 0,01 =$$

$$= 12 \cdot 0,2 \cdot 0,01 = 0,024, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну.}$$

д) Усього азоту у колошниковому газі:

$$V_{N_2(КГ)} = V_{N_2(д)} + V_{N_2(лк)} + V_{N_2(орг)} + V_{N_2(ПГ)} = 67,92 + 2,13 + 0,19 + 0,024 = 70,26$$

5.5. Кількість та склад колошникового газу:

Таблиця 5.1

Компонент	м <sup>3</sup> /100 кг чавуну	%
CO <sub>2</sub>	26,02	17,66
CO	30,51	20,70
H <sub>2</sub>	20,59	13,97
N <sub>2</sub>	70,26	47,67
Усього	147,38	100

У першу колонку заносяться значення  $V_{H_2(KГ)}$ ,  $V_{CO_2(KГ)}$ ,  $V_{CO(KГ)}$ ,  $V_{N_2(KГ)}$ .

Відсотковий вміст у колошниковому газі кожного компоненту визначається після підрахунку сумарного виходу колошникового газу на 100 кг чавуну.

## 6. МАТЕРІАЛЬНИЙ БАЛАНС ДОМЕННОЇ ПЛАВКИ

а) Маса дуття:

$$M_{Д} = V_{д} \cdot \frac{O_{2(сд)} \cdot (1 - \varphi_{д} \cdot 0,01) \cdot 32 + N_{2(с(с))} \cdot (1 - \varphi_{д} \cdot 0,01) \cdot 28 + \varphi_{д} \cdot 18}{22,4} \cdot 0,01 =$$

$$= 91,79 \cdot ((24,88 \cdot (1 - 1,5 \cdot 0,01) \cdot 32 + 75,5 \cdot (1 - 1,5 \cdot 0,01) \cdot 28 + 1,5 \cdot 18) / 22,4) \cdot 0,1 =$$

$$= 118,08, \text{ кг/100 кг чавуну,}$$

де 32, 28, 18 – молекулярні маси  $O_2$ ,  $N_2$  и  $H_2O$ ;

$$N_{2(с(с))} = (100 - O_{2(сд)}) = 100 - 24,5 = 75,5$$

б) Маса природного газу:

$$M_{ПГ} = ПГ \cdot \frac{CH_4 \cdot 16 + C_2H_6 \cdot 30 + C_3H_8 \cdot 44 + C_4H_{10} \cdot 58 + C_5H_{12} \cdot 72 + CO_2 \cdot 44 + N_2 \cdot 28}{22,4} \cdot 0,01 =$$

$$= 12 \cdot ((93,2 \cdot 16 + 4,3 \cdot 30 + 0,8 \cdot 44 + 1,2 \cdot 58 + 0,1 \cdot 72 + 0,2 \cdot 44 + 0,2 \cdot 28) / 22,4) \cdot 0,01 =$$

$$= 9,36, \text{ кг/100 кг чавуну,}$$

де 16, 30, 44, 58, 72, 44 – молекулярні маси відповідних компонентів природного газу.

в) Маса колошникового газу:

$$M_{кг} = V_{кг} \cdot \frac{CO_{2(кг)} \cdot 44 + CO_{(кг)} \cdot 28 + H_{2(кг)} \cdot 2 + N_{2(кг)} \cdot 28}{22,4} \cdot 0,01 =$$

$$= 100 \cdot ((17,66 \cdot 44 + 20,70 \cdot 28 + 13,97 \cdot 2 + 47,67 \cdot 28) / 22,4) \cdot 0,01 = 121,39 =$$

$$= 121,39 / 100 \cdot 147,38 =, \text{ кг/100 кг чавуну,}$$

де 2 – молекулярна маса водню.

г) Маса вологи, що утворюється в процесах непрямого відновлення

$$M_{вол} = V_{H_2(кг)} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{18}{22,4} =$$

$$= 13,97 \cdot 1/2 \cdot 18/22,4 = 5,61 \text{ кг/100 кг чавуну.}$$

Таблиця 6.1

Задано	кг	Отримано	Кг
Шихтові матеріали	182,43	Чавуну	100,00
Дугтя	118,08	Шлаку	24,905
Природний газ	9,36	Колошникового газу	178,40
		Вологи від відновлення	5,61
		Вологи та пилу шихти	7,45
Усього	309,87	Усього	316,365

Витрати шихтових матеріалів з урахуванням їх виносу та вологи, а також маса вологи та пилу шихти були розраховані у пункті 2.5.

У технічних розрахунках нев'язка балансу має бути не більше 2 %.

## 7. ЗАГАЛЬНИЙ ТЕПЛОВИЙ БАЛАНС ДОМЕННОЇ ПЛАВКИ

Теплообмін у доменній печі є складним і багатостадійним процесом, що визначає ефективність її роботи та якість отриманого чавуну. Особливістю теплообміну в доменній печі є зональний розподіл, який впливає на передачу тепла від газів до шихтових матеріалів і витрати теплової енергії. Тепло

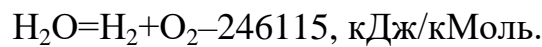
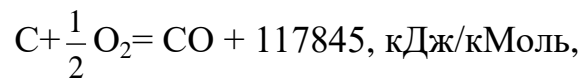
надходить у піч через гаряче повітряне дуття, яке подається у фурми з температурою від 1000 до 1300 °С. Дуття, взаємодіючи з коксом у фурменій зоні, спричиняє згорання вуглецю з утворенням діоксиду вуглецю (CO<sub>2</sub>) та виділенням великої кількості тепла. Частина CO<sub>2</sub> в цій зоні реагує з вуглецем, утворюючи монооксид вуглецю (CO) в ендотермічній реакції, яка поглинає частину теплової енергії. Основними хімічними реакціями, що забезпечують надходження тепла, є реакції згорання вуглецю та окиснення домішок у залізородних матеріалах.

У колошниковій зоні відбувається початковий теплообмін між гарячими газами, що підіймаються з нижніх зон, та холодними шихтовими матеріалами. У цій зоні видаляється волога, що міститься у шихті, і матеріали нагріваються до температури близько 200–300 °С. У шахті відбувається непряме відновлення, температура зростає до 300–600 °С, і в цій частині доменної печі оксиди заліза частково відновлюються газами, що містять CO та водень. У зоні прямого відновлення та плавлення температура досягає 800–1200 °С, що забезпечує відновлення заліза з оксидів за участі твердого вуглецю. У цій же зоні шихта починає плавитися, утворюючи чавун і шлак. Найгарячіша частина доменної печі — це фурменна зона, де температура може сягати 2000°С. У ній відбувається повне плавлення заліза, формування шлаку та інтенсивні реакції окиснення.

Тепло, яке надходить у піч, витрачається на кілька важливих процесів. По-перше, це нагрівання і сушіння шихтових матеріалів у верхній частині печі. По-друге, теплову енергію споживають хімічні реакції відновлення оксидів заліза та згорання коксу. По-третє, значна частина тепла використовується для плавлення заліза і шлакових матеріалів. Крім того, частина тепла втрачається з колошниковими газами, що виводяться з печі, а також через стінки печі у вигляді теплових втрат.

### 7.1. Приход теплоти

а) Виділяється теплоти при горінні вуглецю коксу на фурмах у вологому дутті з урахуванням реакцій:



$$\begin{aligned} Q_{\text{гор.к.}} &= \frac{C\phi_{\text{к}}}{12} \cdot 117845 - \frac{V_{\text{д}} \cdot \phi_{\text{д}} \cdot 0,01}{22,4} \cdot 246115 = \\ &= 17,45/12 \cdot 117845 - ((91,79 \cdot 1,5 \cdot 0,01)/22,4) \cdot 246115 = \\ &= 156197,17, \text{ кДж/100 кг чавуну}. \end{aligned}$$

б) Вносятся теплоты при горении природного газа с образованием CO та H<sub>2</sub>:

$$\begin{aligned} Q_{\text{гор.пр}} &= \text{ПГ} \cdot (CH_4 \cdot 1658 + C_2H_6 \cdot 6050 + C_3H_8 \cdot 10115 + C_4H_{10} \cdot 13796 + C_5H_{12} \cdot 18054 - \\ &\quad CO_2 \cdot 12653) \cdot 0,01 = \\ &= 12 \cdot (93,2 \cdot 1658 + 4,3 \cdot 6050 + 0,8 \cdot 10115 + 1,2 \cdot 13796 + 0,1 \cdot 18054 - 0,2 \cdot 12653) \cdot 0,01 = \\ &= 24535,51, \text{ кДж/кМоль}. \end{aligned}$$

в) Вносятся теплоты нагретым дуттям:

$$\begin{aligned} Q_{\text{д}} &= (V_{O_2(\text{д})} \cdot C_{O_2} + V_{N_2(\text{д})} \cdot C_{N_2} + V_{H_2O(\text{д})} \cdot C_{H_2O}) \cdot t_{\text{д}} = \\ &= (22,15 \cdot 1,403 + 68,27 \cdot 1,489 + 1,38 \cdot 1,75) \cdot 1100 = \\ &= 148650,26, \text{ кДж/100 кг чавуну}, \end{aligned}$$

де

$$\begin{aligned} V_{O_2(\text{д})} &= V_{\text{д}} \cdot O_{2(\text{д})} \cdot 0,01 \cdot (1 - \phi_{\text{д}} \cdot 0,01) = 91,79 \cdot 24,5 \cdot 0,01 \cdot (1 - 1,5 \cdot 0,01) = \\ &= 22,15, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну}, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} V_{N_2(\text{д})} &= V_{\text{д}} \cdot (1 - O_{2(\text{д})} \cdot 0,01) \cdot (1 - \phi_{\text{д}} \cdot 0,01) = 91,79 \cdot (1 - 24,5 \cdot 0,01) \cdot (1 - 1,5 \cdot 0,01) = \\ &= 68,27, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну}, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} V_{H_2O(\text{д})} &= V_{\text{д}} \cdot \phi_{\text{д}} \cdot 0,01 = 91,79 \cdot 1,5 \cdot 0,01 = \\ &= 1,38, \text{ м}^3/100 \text{ кг чавуну}. \end{aligned}$$

Питомі середні теплоємності ( $C$ ) газів ( $\text{кДж/нм}^3 \cdot \text{град}$ ) у діапазоні від  $0^\circ\text{C}$  до температури дуття ( $t_a$ ) знаходять інтерполяцією з таблиці:

Таблиця 7.1

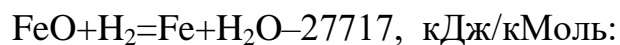
Газ	Середня теплоємність при $t_a^\circ\text{C}$ , $\text{кДж/нм}^3 \cdot \text{град}$						
	700	800	900	1000	1100	1200	1300
$\text{N}_2$	1,354	1,367	1,380	1,392	1,403	1,414	1,425
$\text{O}_2$	1,434	1,450	1,465	1,478	1,489	1,501	1,511
$\text{H}_2\text{O}$	1,641	1,668	1,696	1,723	1,750	1,777	1,803

г) Припущення, що приймаються при розрахунку:

- враховуючи її невеликі і остаточно не визначені значення тепловмісту завантаженої шихти, приймаємо її рівною 0;
- приймаємо, що відновлення оксидів заліза за допомогою  $\text{CO}$  протікає у доменній печі з сумарним тепловим ефектом рівним 0.

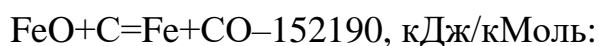
## 7.2. Витрати теплоти

а) Витрачається теплоти на відновлення заліза з  $\text{FeO}$  воднем по реакції:



$$V_{\text{H}_2(\text{кг})} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{22,4} \cdot 27717 = 22,44 \cdot 1/2 \cdot 1/22,4 \cdot 27717 = 13883,03, \text{ кДж/100кг чавуну.}$$

б) Витрачається теплоти на пряме відновлення заліза по реакції:



$$\text{Fe}_c \cdot r_d \cdot \frac{1}{56} \cdot 152190, \text{ кДж/100 кг чавуну.}$$

в) Витрачається теплоти на відновлення домішок чавуну, а саме:

- кремнію по реакції  $\text{SiO}_2 + 2\text{C} = \text{Si} + 2\text{CO} - 635096 \text{ кДж/кМоль}$ :

$$\text{Si}_c \cdot \frac{1}{28} \cdot 635096, \text{ кДж/100 кг чавуну;}$$

- марганцю по реакції  $\text{MnO} + \text{C} = \text{Mn} + \text{CO} - 287382 \text{ кДж/кМоль}$ :

$$\text{Mn}_c \cdot \frac{1}{55} \cdot 287382, \text{ кДж/100 кг чавуну;}$$

- фосфору по реакції  $(\text{CaO})_3 \cdot \text{P}_2\text{O}_5 + 5\text{C} = 3\text{CaO} + 2\text{P} + 5\text{CO} - 1629080 \text{ кДж/кМоль}$ , при прийнятому припущенню, що  $\text{P}_c = 0,08 \%$ :

$$0,08 \cdot \frac{1}{2 \cdot 31} \cdot 1629080, \text{ кДж/100 кг чавуну.}$$

г) Тепловміст чавуну.

Тепловміст 1 кг чавуну в залежності від його температури може становити від 1050 до 1200 кДж/кг. Для даного розрахунку приймаємо – 1125 кДж/кг чавуну. Тоді тепловміст 100 кг чавуну складе 112500 кДж.

д) Тепловміст шлаку.

Тепловміст 1 кг доменного шлаку в залежності від його температури і складу може становити від 1700 до 1900 кДж. Для даного розрахунку приймаємо – 1800 кДж/кг шлаку. Тоді тепломісткість шлаку при його виході  $M_{\text{шл}}$  (кг/100 кг чавуну) складе:

$$1800 \cdot M_{\text{шл}}, \text{ кДж/100 кг чавуну.}$$

е) Втрати теплоти доменною пічню в оточуюче середовище і з охолоджуючою водою визначається за наступною формулою:

$$Q_{\text{втр}} = \frac{10 \cdot d_p + 25 \cdot d_r}{\Pi} \cdot 418, \text{ кДж/100 кг чавуну,}$$

де  $d_p$  і  $d_r$  – діаметри рас пару та горну доменної печі, м;

$\Pi$  – добова продуктивність печі, тис.т.

ж) Різницю між сумарним приходом теплоти в доменну піч і розрахованою сумарною витратою її за пунктами а, б, в, г, д, є відносимо на тепломісткість газу і пилу, що залишають доменну піч через колошник.

### 7.3. Зведена таблиця теплового балансу доменної плавки

Таблиця 7.2

Найменування статей		кДж / 100 кг чавуну	%
<b>Приход теплоти</b>			
1	Горіння вуглецю коксу	156197,51	47,42
2	Горіння природного газу	24535,51	7,45
3	Тепловміст дуття	148650,26	45,13
Усього:		329382,94	100
<b>Витрати теплоти</b>			
1	Відновлення заліза воднем	12738,68	3,87
2	Відновлення заліза вуглецем	61849,40	18,78
3	Відновлення домішок чавуну	23994,30	7,28
4	Тепловміст чавуну	112500	34,16
5	Тепловміст шлаку	44829	13,61
6	Втрати на охолодження	28149,69	8,55
7	Тепловміст колошникового газу та пилу	45302,50	13,75
Усього:		329363,57	100

### 7.4. Коефіцієнт корисно використаної теплоти

Коефіцієнт корисно використаної теплоти в доменній печі менше 100 % на величину суми втрат теплоти на охолодження печі, а також з колошниковим газом та пилом.

## Звіт подібності

## Метадані

## Назва організації

STATE UNIVERSITY OF ECONOMICS AND TECHNOLOGY

## Величезна

Ранкоє Ольга Миколаївна

## Автор

Науковий співробітник / Викладач

Ранкоє Ольга Миколаївна Чупряков Є.В.

## Навчальний

STATE UNIVERSITY OF ECONOMICS AND TECHNOLOGY

## Обсяг знайдених подібностей

Коефіцієнт подібності визначає, який відсоток тексту по відношенню до загального обсягу тексту було знайдено в різних джерелах. Зверніть увагу, що вищою значення коефіцієнта не автоматично означає плагіат. Звіт має аналізувати компетентна / уповноважена особа.



КП 1

25

Довжина фраз для коефіцієнта подібності 2



КЦ

13897

Кількість слів

102959

Кількість символів

## Тривога

У цьому розділі ви знайдете інформацію щодо текстових сплєворень. Ці сплєворення в тексті можуть говорити про МОНОВІ маніпуляції в тексті. Сплєворення в тексті можуть мати невизначений характер, але частіше характер теоніки; помилки при конвертації документа та його збереженні, тому ми рекомендуємо вам перейти до аналізу цього модуля відокремлено. У разі виникнення запитань, просимо звертатися до нашої служби підтримки.

Заміна букв		4
Інтервали		0
Мікропробіли		0
Білі знаки		0
Парафрази (SmartMarks)		0

## Подібності за списком джерел

Нижче наведений список джерел. В цьому списку є джерела із різних баз даних. Копію тексту означає в якому джерелі він був знайдений. Ці джерела і значення Коефіцієнту Подібності не відображають прямого плагіату. Необхідно відкрити кожне джерело і проаналізувати зміст і правильність оформлення джерела.

## 10 найдовших фраз

Копію тексту

ПОРЯДКОВИЙ НОМЕР	НАЗВА ТА АДРЕСА ДЖЕРЕЛА (URL, НАЗВА БАЗИ)	КІЛЬКІСТЬ ІДЕНТИЧНИХ СЛІВ (ФРАГМЕНТІВ)
з бази даних RefBooks (0.00 %)		
ПОРЯДКОВИЙ НОМЕР	ЗАГОЛОВОК	КІЛЬКІСТЬ ІДЕНТИЧНИХ СЛІВ (ФРАГМЕНТІВ)
з домашньої бази даних (0.00 %)		
ПОРЯДКОВИЙ НОМЕР	ЗАГОЛОВОК	КІЛЬКІСТЬ ІДЕНТИЧНИХ СЛІВ (ФРАГМЕНТІВ)
з програми обміну базами даних (0.00 %)		

ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ ЕКОНОМІКИ І ТЕХНОЛОГІЙ  
НАВЧАЛЬНО-НАУКОВИЙ ТЕХНОЛОГІЧНИЙ ІНСТИТУТ  
Кафедра металургійних технологій

**ВІДГУК КЕРІВНИКА НА КВАЛІФІКАЦІЙНУ РОБОТУ**

бакалавра  
(бакалавра, магістра)

Студента(ки) Ренкас Ольга Миколаївна  
(прізвище, ім'я та по-батькові)  
групи МЧМ-22 ск

Тема кваліфікаційної роботи бакалавра  
(бакалавра, магістра)

Проект доменного цеху річною продуктивністю 2,1 млн. т переробного чавуну з вдуванням пиловугільного палива з метою скорочення витрати коксу

Обсяг пояснювальної записки і графічної частини:

пояснювальна записка	<u>140;</u>
таблиць	<u>4;</u>
схем і рисунків	<u>32;</u>
листів графічної частини (демонстраційного матеріалу)	<u>5.</u>

**Якісні відмінності кваліфікаційної роботи** бакалавра  
(бакалавра, магістра)

Робота розглядає не нову, але актуальну тематику, пов'язану зі зниженням витрат коксу у доменному виробництві шляхом використання пиловугільного палива (ПВП).

У роботі досліджено питання енергоощадності та підвищення ефективності доменного процесу за рахунок оптимізації параметрів вдування ПВП.

Особливу увагу приділено температурним умовам у зоні горіння, а також впливу збагачення дуття киснем і схеми завантаження шихти на показники роботи доменної печі.

Значною перевагою роботи є аналітична спрямованість, яка охоплює:

Вивчення параметрів горіння ПВП при різному збагаченні киснем та конфігурації шихти.

Оцінку впливу витрати ПВП на температуру чавуну, перепад тиску та коефіцієнт заміщення коксу.

Визначення оптимальних умов вдування ПВП (185 кг/т чавуну при збагаченні киснем 3%) для досягнення максимальної економічної ефективності.

Пояснювальна записка структурована логічно, містить наочні рисунки та таблиці, що підсилюють візуальне сприйняття результатів дослідження.

**Недоліки кваліфікаційної роботи** \_\_\_\_\_ бакалавра

(бакалавра, магістра)

Деякі технічні рішення, розглянуті в роботі, могли б бути підкріплені додатковими розрахунками або економічним обґрунтуванням. Не всі аспекти впливу ПВП на конструкцію та ресурсне навантаження доменного агрегату були висвітлені. Робота могла б містити більше зіставлення результатів досліджень із реальними промисловими умовами.

Обмежена кількість розглянутих варіантів збагачення киснем та схем завантаження не дозволяє охопити повну гаму впливів.

Ці недоліки не знижують загальну якість роботи, але вказують на перспективи для подальших досліджень і вдосконалення тематики.

**Характеристика загальної, спеціальної і виробничої підготовки автора кваліфікаційної роботи бакалавра, ступінь самостійності виконання:**

Студентка Ренкає Ольга Миколаївна продемонстрував високий рівень

теоретичної підготовки та здатність до аналітичного мислення. Особливо слід

відзначити її самостійність у виконанні досліджень та ініціативність у виборі методів аналізу.

Авторка успішно застосувала отримані знання з матеріалознавства та металургійних технологій для розв'язання поставленого завдання.

**Можливість використання кваліфікаційної роботи** \_\_\_\_\_ бакалавра

Результати роботи можуть бути використані для підвищення енергоефективності та економічності доменного виробництва.

Рекомендації щодо оптимального рівня вдування пиловугільного палива можуть бути застосовані на діючих металургійних підприємствах.

Аналітичні висновки щодо впливу температури, структури шихти та збагачення киснем мають практичну значущість для зниження витрат коксу.

**Оцінка кваліфікаційної роботи** \_\_\_\_\_

*відмінно*

бакалавра

Керівник \_\_\_\_\_

*Касіш В.О.*

(прізвище, ім'я та по-батькові)

*проф. д.т.н.*  
(посада, науковий ступінь, вчене звання)

*Гішук*  
(підпис)

« 09 » 06 2025 р.

ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ ЕКОНОМІКИ І ТЕХНОЛОГІЙ  
НАВЧАЛЬНО-НАУКОВИЙ ТЕХНОЛОГІЧНИЙ ІНСТИТУТ  
Кафедра металургійних технологій

**РЕЦЕНЗІЯ**

на кваліфікаційну роботу бакалавра  
(бакалавра, магістра)  
Студента(ки) Ренкас Ольга Миколаївна  
(прізвище, ім'я та по-батькові)

Групи МЧМ-22 ск	
<b>Тема кваліфікаційної роботи</b>	<u>бакалавра</u> (бакалавра, магістра)
Проект доменного цеху річною продуктивністю 2,1 млн. т переробного чавуну з вдуванням пиловугільного палива з метою скорочення витрати коксу	
<b>Тема спеціальної частини кваліфікаційної роботи</b>	<u>бакалавра</u> (бакалавра, магістра)
Оптимізація швидкості вдування пиловугілля у доменній печі для виробництва чавуну	
<b>Переваги кваліфікаційної роботи</b>	<u>бакалавра</u> (бакалавра, магістра)
Робота присвячена вирішенню важливої виробничої проблеми — зменшенню витрат коксу шляхом впровадження технології вдування пиловугільного палива. У роботі розкрито аналітичні підходи до оцінки впливу основних технологічних параметрів на ефективність горіння в прифурмовій зоні доменної печі. Проаналізовано результати чисельного моделювання процесів у сучасних дослідженнях, надано практичні висновки. Студентка продемонструвала розуміння теми, самостійність у підборі матеріалу та логічне структурування аналітичної частини роботи.	
<b>Недоліки кваліфікаційної роботи</b>	<u>бакалавра</u> (бакалавра, магістра)
У роботі відсутня експериментальна або розрахункова частина, що обмежує глибину обґрунтування деяких висновків. Певні розділи могли б містити більше порівняння з альтернативними підходами до зменшення витрат коксу та підвищення енергоефективності.	
<b>Рекомендації:</b>	
У подальших дослідженнях рекомендується доповнити аналітичні висновки власними розрахунками або елементами техніко-економічного обґрунтування. Також доцільно розширити порівняльний аналіз різних схем збагачення киснем і конструкцій фурм.	
Рецензент	<u>Ланченко Т.М.</u> (прізвище, ім'я та по-батькові)

Гол, К.Т.Н.  
(досада, науковий ступінь, вчене звання)

SV  
(підпис)

**ДОВІДКА**  
про перевірку тексту роботи програмно-технічними засобами

Текст (вибрати необхідне):

- кваліфікаційної роботи;
- навчальної/наукової праці;
- наукових матеріалів

«Проект дослідження чеху різного продуктивності» Д.А.М.Т.  
переходною частину <sup>(назва)</sup> з метою скорочення витрат коксу  
автором/авторами або виконавцем якої є:

Генкас Ольга Михайлівна

(ПІБ)

каф. металургійних технологій ЧНУТ  
(структурний підрозділ, кафедра, лабораторія)

обсягом 77 сторінок друкованого тексту перевірено програмно-технічним засобом

«Plagiatism».

Рівень оригінальності становить 100 %.

При перевірці посилань програмою визначено окремі співпадіння із:

- власними публікаціями;
- термінологією;
- посиланнями на літературу, праці вчених;
- посиланнями на законодавство;
- загальноновживаними фразами.

Матеріали було розглянуто та рекомендовано до

захисту

на засіданні

(подальшого розгляду, друку, опублікування тощо)

каф. металургійних технологій  
(структурний підрозділ, кафедра, лабораторія тощо)

Державного університету економіки і технологій від «12» 06 2025р. протокол № 12

Керівник підрозділу

Ашур  
(підпис)

Касіян А.О.  
Ініціал, ПРІЗВИЩЕ

Дата 12.06.25

## ЗГОДА

здобувача(чки) вищої освіти

Державного університету економіки і технологій

про перевірку кваліфікаційної роботи на прояви академічного плагіату  
та розміщення в Репозитарії Університету

Я, Тешкас Олена Миколаївна, підтримую політику Державного університету економіки і технологій з академічної доброчесності і відкритого доступу.

Засвідчую, що кваліфікаційна бакалаврська робота «Проєкт маркетингового чеху фірми «Фредеріквіє» з 11 млн. є профілактикою з бюджетом маркетингового планування з метою скорочення витрат на кошту» виконана самостійно та не містить академічного плагіату. Я не надавав(ла) і не одержував(ла) недозволену допомогу під час підготовки цієї роботи. Робота містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело.

Із чинним Положенням про запобігання та виявлення академічного плагіату в роботах здобувачів вищої освіти Державного університету економіки і технологій ознайомлений(а). Чітко усвідомлюю, що в разі виявлення у кваліфікаційній роботі порушення норм академічної доброчесності робота не допускається до захисту або оцінюється незадовільно.

Також я поінформований(на), що відповідно до «Положення про Репозитарій (електронну базу даних) Державного університету економіки і технологій» зазначена робота буде розміщена в Електронному архіві Університету (Репозитарії ДУЕТ). З умовами такого розміщення ознайомлений(на).

07.06.2025

О.М. Тешкас  
(ініціали, прізвище, власноруч)

ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ ЕКОНОМІКИ І ТЕХНОЛОГІЙ  
НАВЧАЛЬНО-НАУКОВИЙ ТЕХНОЛОГІЧНИЙ ІНСТИТУТ

ДОВІДКА

про підготовку студента-випускника

Ренкас Ольги Миколаївни

(прізвище, ім'я та по-батькові)

Кафедра Металургійних технологій

Спеціальність 136 – Металургія

(шифр, назва)

Тема кваліфікаційної  
роботи бакалавра

Керівник кваліфікаційної роботи:

проф. д.т.н., Кассім Д.О.

(посада, науковий ступінь, прізвище, ініціали)

Оцінки по розділах роботи

№ з/п	Найменування розділу проекту ( роботи)	Консультант	Зараховано / не зараховано	Дата	Підпис консульганта	Примітка
1	Аналітична частина	Кассім Д.О.	зараховано	09.06	Д.О. Кассім	
2	Основна частина	Кассім Д.О.	зараховано	09.06	Д.О. Кассім	
3	Охорона праці	Кассім Д.О.	зараховано	09.06	Д.О. Кассім	

Завідувач кафедри

(підпис)

Д.О. Кассім

(ініціали, прізвище)

« 09 » 06 2025 р.