

УДК 669.162

В.В. Бочка, А.В. Сова, А.В. Двоєглазова, М.В. Ягольник, М.О. Ващенко

ОСОБЛИВОСТІ СПІКАННЯ АГЛОМЕРАТУ ПРИ ВИКОРИСТАННІ ШИХТИ З ПОПЕРЕДНЬО ПІДГОТОВЛЕНИМИ КОМПОЗИТАМИ

Анотація. У статті досліджували різні способи спільного, а також роздільного грудкування компонентів шихти. Ця технологія призвела до зменшення кількості фракції 0-1 мм та збільшення еквівалентного діаметра гранул; зменшення середньоквадратичного відхилення та коефіцієнту варіації. Найкраща якість агломерату була забезпечена при використанні композиту з «концентрату – руди – вапна – вапняку», основність якого складала 0,9-1,0 одиниць. Запропонована технологія передбачає дозування, змішування та грудкування даного композиту. Залишкова шихта, основністю 1,6-1,8 од., дозується та змішується паралельно. Після цього відбувається спільна грануляція композитів в барабані-грануляторі. Паливо, крупністю 0-7 мм подається наприкінці грануляції.

Ключові слова: агломерат, композит, гранулювання, міцність, фракція.

Annotation. In the article we researched the ways of common and separated pelletizing of batch's components. This technology led to reducing the number of fraction 0-1 mm and increase of equivalent diameter of granules; to reducing of standard deviation and coefficient of variation. The best quality of agglomerate was received using the composite of "concentrate – ore – lime – limestone", which had 0,9 – 1,0 units of basicity. Proposed technology means dosing, mixing and pelletizing of the composite. Dose and mix parallel residual batch with basicity 1,6-1,8 units. After this make the common granulation of composites in granulating machine. Add 0-7 mm coarseness fuel in the end of granulation.

Keywords: agglomerate, composite, granulation, strength test., fraction.

Постановка проблеми

Важливим компонентом залізорудної частини шихти для виплавки чавуну є агломерат, якість якого в значній мірі визначає ефективність роботи доменних печей.

Одними з основних характеристик якості агломерату, які впливають на доменну плавку, є рівномірність гранулометричного складу та міцність, яка визначається блоковою структурою, мінералогічним складом і властивостями речовин, які зв'язують між собою блоки, наявністю у кусках неспечених компонентів, крупних пор і внутрішніх напружень, виникаючих впродовж агломераційного процесу й охолодження спечення [1].

Формування якості агломерату здійснюється на всіх етапах його виробництва. Важливим етапом отримання якісного агломерату є підготовка агломераційної шихти до спікання.

Згідно традиційної схеми, всі компоненти шихти після зважування ретельно змішуються. Потім ця суміш надходить до пристроя-грудкувача, де шихта зволожується та грудкується до гранул різної величини та заданого складу. Грудкована шихта поступає на агломашину для подальшого спікання, при цьому його ефективність в значній мірі залежить від крупності та однорідності гранулометричного і мінералогічного складу гранульованої шихти [2].

Слід зазначити, що таким способом підготовки шихти до спікання отримати високий ступінь однорідності гранул за крупністю та хімічним складом проблематично через недостатнє врахування особливостей поведінки матеріалів при зволоженні та грудкуванні, а також через значні коливання розмірів часток агломераційної шихти. Особливо це стосується грудкування шихт, які містять значну кількість концентратів, крупністю менше 0,1 мм та крупнозернистих компонентів, таких як залізна руда та зворот.

У результаті грудкування такої шихти значна кількість дрібної фракції не грудкується зовсім (до 25-30%), а крупні фракції накочуються тонкоподрібненим матеріалом з утворенням гранул, розміром більше 10-15 мм, які під час руху в барабані-грудкувачі руйнують більш слабкі, дрібні гранули.

Це призводить до зниження газопроникності сирих гранул. Окрім того, така схема грудкування не забезпечує в достатній мірі рівномірне розподілення компонентів шихти в гранулах, що негативно впливає на процеси твердо- та рідкофазного спікання агломерату.

Значні коливання гранулометричного складу грудкованої шихти, а також нерівномірне розподілення в гранулах різних шихтових матеріалів і, особливо, флюсів, суттєво обмежують можливості формування та виробництва агломерату блокової структури високої міцності [1; 3].

Це висуває необхідність розробки нових шляхів удосконалення підготовки агломераційної шихти до спікання.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Оптимізації процесів грудкування агломераційної шихти приділяється багато уваги.

Одним із напрямків вирішення цього питання є використання роздільного грудкування компонентів шихти до спікання. При такому способі підготовки шихти, її компоненти розділяють на дві частини. У роботі [4] запропоновано спосіб двостадійної технології грануляції, в якому 70% шихти зволожували з надлишком та гранулювали в малому барабані, а після на неї накочували залишкову шихту, що позитивно впливало на гранулометричний склад отриманих гранул і їх зволоження.

У роботах [5; 6] підтверджено позитивний вплив роздільного грудкування на підготовку шихти. Автори стверджують, що процес утворення гранул в барабані суттєво покращується без додавання у початкову шихту палива.

У роботі [7] зроблено висновок, що підвищити пористість і газопроникність шару шихти можливо в спеціальному барабані-грудкувачі, в першій частині робочого простору якого утворюються зародки гранул крупністю 2-2,6 мм, а у другій частині вже здійснюється накат усієї іншої шихти на поверхню зародків, що призводить до збільшення крупності і міцності гранул.

У той же час, слід зазначити, що наведені способи попереднього грудкування не мають достатнього теоретичного і технологічного обґрунтування, в результаті чого вони не мають широкого розповсюдження на практиці.

Мета дослідження

Задачею даної статті є розробка, теоретичне та експериментальне обґрунтування способу грудкування агломераційної шихти, який дозволить формувати гранули заданого гранулометричного та мінералогічного складу, створивши умови для отримання в процесі спікання агломерату блочної структури високої міцності.

Викладення основного матеріалу дослідження

Дослідження способів грудкування агломераційної шихти з використанням попередньо підготовлених композитів проводили на експериментальній установці для спікання агломерату в лабораторії кафедри металургії чавуну НМетАУ.

Склад та умовне позначення шихтових матеріалів, який розраховувався на отримання основності шихти $(\text{CaO}/\text{SiO}_2) = 1,27\text{од.}$, представлено у таблиці 1. Сумарна витрата води на кожне спікання становила 9% від загальної маси шихти.

Таблиця 1

Склад шихти

Склад шихти	Концентрат (К)	Залізна руда (Р)		Зворот (З)	Вапно (Во)	Вапняк (Вк)	Кокс (Кс)	Загалом
Крупність, мм	0-3	0-3	3-10	0-10	0-3	0-3	0-3	
Маса, %	50	6,5	3,5	25	4	5	6	100

Досліджували різні способи спільного, а також роздільного грудкування компонентів шихти. Технологія роздільного грудкування від грудкування усієї шихти відрізняється тим, що спершу зволожується та грудкується заданий композит на основі з концентрату, а потім до отриманих гранул додаються інші компоненти, продовжуючи процес грудкування. Це сприяє формуванню оптимального мінералогічного та гранулометричного складу сирих гранул, які утворюються під час підготовки шихти до спікання. Витрата води розділяється по масі композиту.

З компонентів реальної аглошихти попередньо виготовляли дво-, три- та чотирикомпонентні композити на основі концентрату, до яких потім додавали інші компоненти шихти для остаточного грудкування.

Згідно з наведеними у табл. 2 даними можна відзначити, що використання роздільного грудкування в цілому позитивно впливає на процес підготовки шихти. Так, після грудкування шихти з використанням попередньо підготовлених композитів у порівнянні з сумісним грудкуванням значно зменшується кількість фракції 0-1 мм та збільшується еквівалентний діаметр гранул; зменшуються показники середньо-квадратичного відхилення та коефіцієнту варіації, що свідчить про отримання більш однорідного гранулометричного складу сирих гранул.

У той же час слід відзначити, що при роздільному грудкуванні в сирих гранулах суттєво збільшується вміст фракції +10 мм, яка негативно впливає на процес спікання агломерату. Основною причиною цього може бути наявність в шихті крупних часток руди, звороту, які суттєво впливають на процеси утворення та росту гранул. Крім того аналіз складу сирих гранул показав велику нерівномірність розподілу в них компонентів шихти.

Таблиця 2

Характеристика крупності вихідної шихти при різних способах грудкування

Варіант грудкування		Вміст фракції, %						d _{екв} , мм	Середньо- квадратичне відхилення	Коефіцієнт варіації
		+ 10 мм	7-10 мм	5-7 мм	3-5 мм	1-3 мм	0-1 мм			
Сумісне		0,05	0,09	0,09	0,14	0,50	0,14	3,38	0,17	0,99
Роздільне	КР	0,31	0,18	0,11	0,15	0,23	0,01	6,45	0,10	0,62
	КВо	0,23	0,11	0,09	0,13	0,40	0,03	5,17	0,13	0,80
	КВк	0,29	0,11	0,10	0,16	0,32	0,01	5,77	0,12	0,70
	КРЗ	0,22	0,13	0,09	0,14	0,38	0,04	5,15	0,12	0,71
	КРВо	0,15	0,13	0,13	0,17	0,41	0,01	4,94	0,13	0,78
	КРВк	0,35	0,08	0,10	0,10	0,33	0,04	5,84	0,14	0,82
	КЗВо	0,24	0,10	0,08	0,12	0,43	0,03	5,06	0,15	0,87
	КЗВк	0,04	0,12	0,11	0,13	0,56	0,04	3,71	0,20	1,19
	КВоВк	0,20	0,10	0,11	0,16	0,40	0,01	5,06	0,13	0,79
	КРЗВк	0,08	0,14	0,12	0,13	0,47	0,05	4,21	0,15	0,91
	КРЗВо	0,14	0,14	0,10	0,15	0,45	0,02	4,66	0,15	0,88
	КРВоВк	0,26	0,10	0,12	0,16	0,35	0,01	5,51	0,12	0,73
	КЗВоВк	0,32	0,14	0,10	0,19	0,23	0,01	6,22	0,11	0,64

Використання роздільного грудкування шихти, незважаючи на покращення гранулометричного складу сирих гранул, як видно з рис.1, неоднозначно впливає на процеси спікання та формування якісного агломерату заданої структури та властивостей.

На рис. 1 наведено вплив роздільного грудкування з використанням різних композитів на якість агломерату, яку визначали після проведених спікань показниками виходу придатного агломерату (фракції +10 мм) та виходу агломерату після випробування на міцність: фракцій +5 мм та 0-5 мм.

Серед двокомпонентних композитів, представлених на рис.1А, найкращу якість агломерату отримали з використанням композиту «концентрат – вапняк». Формування композиту «концентрат – руда» призводить до значного перезволоження та утворення крупних гранул, а також не дозволяє рівномірно розподіляти флюс, що в свою чергу погіршує процес спікання та якість агломерату. Однак використання двокомпонентних сумішей, через значну кількість залишкової шихти не дозволяє ефективно розподіляти компоненти у гранулах.

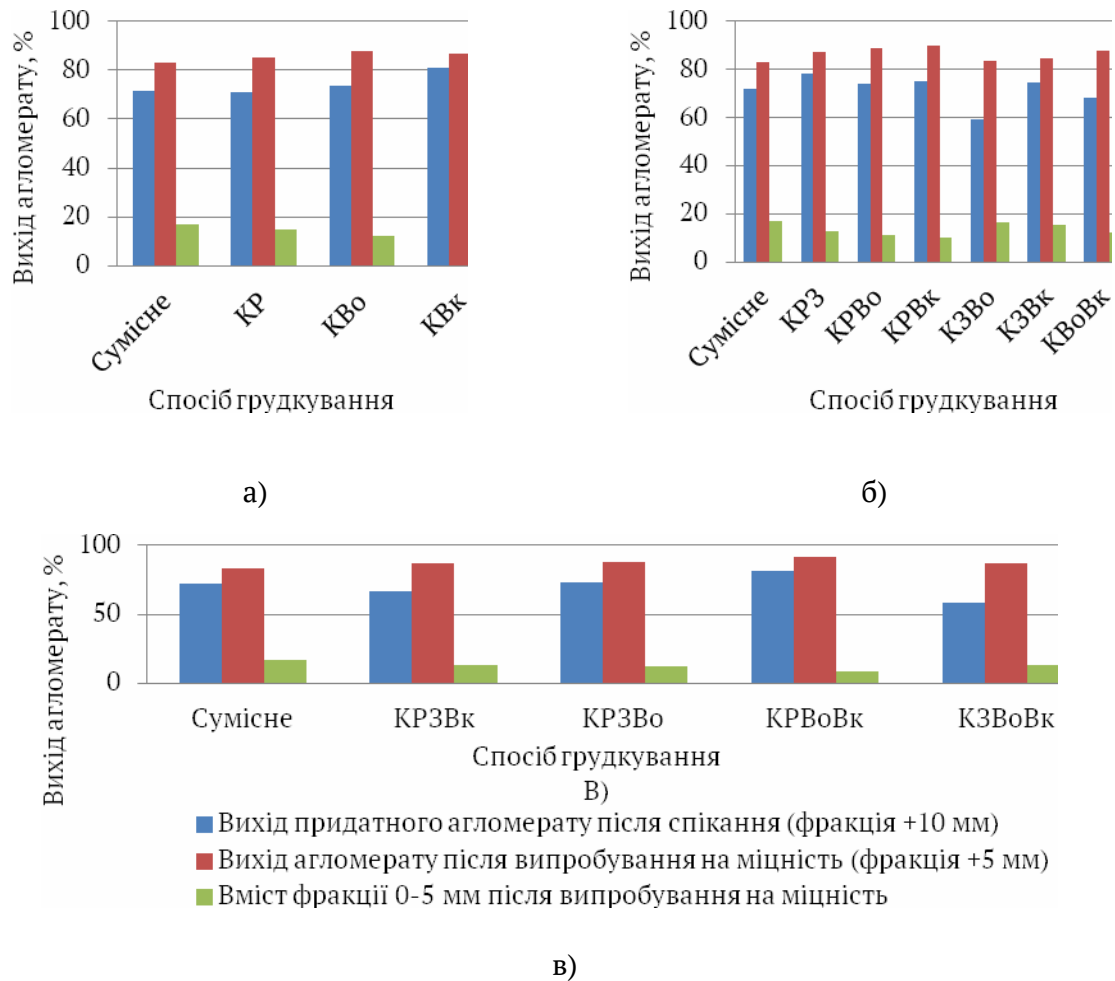


Рисунок 1 – Якість агломерату при спіканні шихти з використанням двокомпонентних (А), трикомпонентних (Б) і чотирикомпонентних (В) композитів

Серед трикомпонентних композитів (рис. 1 б) найкращий результат дає шихта, підготовлена з використанням композиту «концентрат – руда – зворот», однак відсутність у такому композиті флюсів унеможливилює надання гранулам заданих властивостей. Високі показники якості агломерату отримані при використанні композитів «концентрат – руда – вапняк», «концентрат – руда – вапно». Додавання вапняку та вапна до концентрату та руди покращує їхній процес зволоження і ця активна взаємодія компонентів з водою дозволяє рівномірно розподіляти в утворених гранулах флюс.

Ефективність взаємодії цих компонентів під час грудкування доведена під час спікання вихідних шихт, утворених з використанням чотирикомпонентних сумішей (рис.1 в), де найкраща якість агломерату серед усіх проведених спікань була забезпечена при використанні композиту з «концентрату – руди – вапна – вапняку».

Для покращення ефективності грудкування, з використанням попередньо підготовленого композиту КРВоВк, прийнято рішення розділити руду на фракції: 0-3 мм, яка подаватиметься до складу першого композиту, та 3-10 мм, яка буде використовуватися разом із зворотом і залишком флюсів у другому композиті.

Компоненти формуються так, щоб забезпечити в першому композиті основність гранул на рівні 0,9-1,0 од. Така основність забезпечується подачею в перший композит усього вапна та частини вапняку. Інша частина вапняку надходить до складу другого композиту із залишкової шихти, формуючи його основність на рівні 1,6-1,8 од.

Технологічна схема грудкування шихти з використанням вищенаведених композитів передбачає можливість організації послідовного та паралельного способів роздільної підготовки шихти.

В послідовному способі спершу змішується, зволожується та грудкується перший композит, після чого до нього додається другий композит із залишкової шихти для спільного грудкування, під кінець якого до гранульованої шихти в барабан додається тверде паливо крупністю 0-7 мм.

Під час паралельного способу підготовки шихти відбувається дозування, змішування та грудкування даного композиту, при цьому залишкова шихта, основністю 1,6-1,8 од., дозується та змішується паралельно. Після цього відбувається спільна грануляція композитів в барабані-грануляторі. Паливо в шихту подається так само, як і в першому способі.

Проведені дослідження ефективності використання указаних способів. В табл. 3 наведено характеристики гранулометричного складу сирих гранул при різних способах підготовки шихти. При послідовному грудкуванні суттєво зростає коливання гранулометричного складу гранул. Основною причиною цього є значне збільшення кількості фракції >10 мм при суттєвому зменшенні вмісту фракцій 3-10 мм. Це свідчить про те, що при наявності в тонкоподрібненій шихті великої кількості крупних кусочків суттєво зростає швидкість утворення гранул великого розміру.

Паралельний спосіб роздільної підготовки шихти суттєво покращує гранулометричний склад сирих гранул. При частковому зменшенні еквівалентного діаметра гранул має місце зменшення коефіцієнта варіації їх крупності. Переваги цього способу грудкування підтверджуються і показниками якості спеченого агломерату, наведеними у табл. 4.

Виробництво агломерату при паралельному способі роздільного грудкування у порівнянні з сумісним способом грудкування (рис. 1) характеризується збільшенням виходу придатного агломерату на 10,29 %, збільшенням виходу фракції +5 мм на 11,5% після випробування на міцність та зменшення вмісту фракції 0-5 мм на 11,5. Це можна пояснити більш ефективним розподіленням вологи між компонентами шихти, що дозволяє грудкувати вихідну шихту не лише більш рівномірно за крупністю, а й за розподіленням її компонентів.

Таким чином проведені дослідження дозволили розробити раціональний спосіб підготовки шихти до спікання з використанням композитів заданого складу та властивостей.

Таблиця 3

Характеристики крупності вихідної шихти при
різних способах роздільного грудкування з використанням композиту КРВоВк

Спосіб роздільної підготовки шихти	Вихід фракції, %						d _{екв} , мм	Середньо-квадратичне відхилення	Коефіцієнт варіації
	+ 10 мм	7-10 мм	5-7 мм	3-5 мм	1-3 мм	0-1 мм			
Послідовний	0,33	0,08	0,10	0,10	0,37	0,02	5,65	0,15	0,88
Паралельний	0,13	0,094	0,204	0,24	0,32	0,012	4,79	0,11	0,66

Таблиця 4

Вплив способу підготовки шихти з обраним композитом на якість агломерату

Спосіб роздільної підготовки шихти	Вихід придатного агломерату, +10 мм, %	Вихід агломерату після випробування на міцність, +5 мм, %	Вміст в агломераті фракції 0-5 мм після випробування на міцність, %
Послідовний	81,76	91,5	8,5
Паралельний	82,05	94,5	5,5

Використання даного способу дозволяє ефективно впливати на гранулометричний та мінералогічний склад сирих гранул, що забезпечує можливість виробництва агломерату високої якості.

Висновки

Проведено дослідження ефективності роздільного грудкування шихти з використанням композитів заданого складу з метою формування міцного агломерату блочної структури заданого хімічного та гранулометричного складу.

Запропоновано спосіб роздільного грудкування з використанням композиту з концентрату, залізної руди крупністю 0-3 мм, вапна та вапняку, основність якого складатиме 0,9-1,0 од. Технологія передбачає дозування, змішування та грудкування даного композиту, при цьому залишкова шихта, основністю 1,6-1,8 од., дозується та змішується паралельно. Після цього відбувається спільна грануляція композитів в барабані-грануляторі. Паливо, крупністю 0-7 мм подається наприкінці грануляції.

Виробництво агломерату запропонованим способом дозволяє збільшити вихід придатного агломерату на 10,29 %, і фракції +5 мм на 11,5% після випробування на міцність.

ЛІТЕРАТУРА

1. Ковалев Д.А., Теоретические основы производства окучкованого сырья: Учебное пособие для высших учебных заведений. Ковалев Д.А., Ванюкова Н.Д., Иващенко В.П., Крикунов Б.П., Ягольник М.В., Бойко М.Н. – НметАУ. – Днепропетровск: ИМА-пресс. – 2011. – 476 с.
2. Ефименко Г.Г., Металлургия чугуна : учебник для вузов / Г. Г. Ефименко, А. А. Гиммельфарб, В. Е. Левченко. - К. : Вища школа, 1981. - 496 с.
3. Сулименко С.Е., Перспективные направления создания экологически чистой технологии получения агломерата повышенного качества в современных условиях. Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных трудов. – Днепропетровск, 2014, - Выпуск 4 (93), с. 32-38.
4. Романенко В.П., Технология двухстадийного окомкования агломерационной шихты, В.П. Романенко, Г.Н. Попов, республиканская научно-техническая конференция «Теоретические основы и технология подготовки металлургического сырья к доменной плавке, Днепропетровск, 1980, с. 13-15.
5. Коршиков Г.В., Шаров С.И. и др. Влияние способа подачи топлива, его вида и крупности на показатели процесса спекания концентрата КМА. Известия ВУЗов. Черная металлургия, 1971, №3, С.37-39., №6, С.39-42.
6. Вылупко Е.Е., Получение окучкованного железорудного материала блочно-ячеестого строения, Е.Е. Вылупко, Н.В. Игнатов, О.В. Губа, В.А. Усенко, А.П. Белова, “Сучасні проблеми металургії”, № 14, – 2011 г, ст. 50-57.
7. Худяков А.Ю., Бойко М.Н., Баюл К.В., Ващенко С.В., Полякова Н.В., Петренко В.И. Альтернативные способы грануляции тонкоизмельченных железорудных концентратов. Черная металлургия. Бюллетень научно-технической и экономической информации. 2018;1(1):48-53.

REFERENCES

1. Kovalev D.A., Teoreticheskie osnovyi proizvodstva okuchkovanogo syirya: Uchebnoe posobie dlya vyisshih uchebnyih zavedeniy. Kovalev D.A., Vanyukova N.D., Ivaschenko V.P., Krikunov B.P., Yagolnik M.V., Boyko M.N. – NmetAU. – Dnepropetrovsk: IMA-press. – 2011. – 476 s.

2. Efimenko G.G., Metallurgiya chuguna : uchebnik dlya vuzov / G.G. Efimenko, A.A. Gimmelfarb, V. E. Levchenko. - K. : Vischa shkola, 1981. - 496 s.
3. Sulimenko S.E., Perspektivnyie napravleniya sozdaniya ekologicheskoi chistoy tehnologii polucheniya aglomerata povyshennogo kachestva v sovremennyih usloviyah. Sistemnyie tehnologii. Regionalnyiy mezhvuzovskiy sbornik nauchnyih trudov. – Dnepropetrovsk, 2014, - Vyipusk 4 (93), s. 32-38.
4. Romanenko V.P., Tehnologiya dvuhstadiynogo okomkovaniya aglomeratsionnoy shihty, V.P. Romanenko, G.N. Popov, respublikanskaya nauchno-tehnicheskaya konferentsiya «Teoreticheskie osnovy i tehnologiya podgotovki metallurgicheskogo syirya k domennoy plavke, Dnepropetrovsk, 1980, s. 13-15.
5. Korshikov G.V., Sharov S.I. i dr. Vliyanie sposoba podachi topliva, ego vida i krupnosti na pokazateli protsessa spekaniya kontsentrata KMA. Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya, 1971, #3, S.37-39., #6, S.39-42.
6. Vyilupko E.E., Poluchenie okuskovannogo zhelezorudnogo materiala blochno-yacheestogo stroeniyaniya, E.E. Vyilupko, N.V. Ignatov, O.V. Guba, V.A. Usenko, A.P. Belova, “Suchasni problemi metalurgiyi”, # 14, – 2011 g, st. 50-57.
7. Hudyakov A.Yu., Boyko M.N., Bayul K.V., Vaschenko S.V., Polyakova N.V., Petrenko V.I. Alternativnyie sposobyi granulyatsii tonkoizmelchennyih zhelezorudnyih kontsentratov. Chernaya metallurgiya. Byulleten nauchno-tehnicheskoy i ekonomicheskoy informatsii. 2018;1(1):48-53.

РАДИАЦИОННАЯ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТЬ ПЛАНАРНЫХ NPN СТРУКТУР, ИЗГОТОВЛЕННЫХ НА ИЗОВАЛЕНТНО ЛЕГИРОВАННОМ ГЕРМАНИЕМ КРЕМНИИ (NSIGE)

Аннотация. Исследована радиационная чувствительность npn структур, изготовленных на кремнии, легированном германием (nSiGe). Показано, что скорость деградации усилительных свойств тестового планарного транзистора нелинейно зависит как от концентрации изовалентной примеси, так и от дозы α -облучения, причём характер зависимости определяется шириной базы прибора. Полученные зависимости подтверждают возможность использования nSiGe для изготовления дискретных полупроводниковых приборов, устойчивых к действию ионизирующего излучения.

Ключевые слова. Кремний, легированный германием, деградация усилительных свойств, тестовый транзистор, действие ионизирующего излучения.

Annotation. The radiation sensitivity of npn structures fabricated on germanium-doped silicon (nSiGe) was investigated. It was shown that the rate of degradation of the amplifying properties of the test planar transistor depends nonlinearly on both the concentration of isovalent impurity and the dose of α -irradiation, and the nature of the dependence is determined by the width of the base of the device. The dependences confirm the possibility of using nSiGe for the manufacture of discrete semiconductor devices that are resistant to the action of ionizing radiation.

Keywords. Germanium-doped silicon, degradation of amplifying properties, test transistor, ionizing radiation action.

Постановка проблемы в общем виде

Создание полупроводниковых материалов для изготовления радиационно-стойких ИЭТ является частью глобальной проблемы разработки, изготовления и применения материалов, сохраняющих свои физические свойства в условиях действия ионизирующих излучений [1]. В основу такого подхода заложены «стратегии проектирования дефектов» (defect engineering strategies), сводящиеся к примесному управлению физическими свойствами полупроводниковых материалов путём воздействия на образование примесно-дефектных комплексов (электрически активные дефекты) и/или их кластеры, создающие глубокие энергетические уровни в полупроводниках – эффективные ловушки для инжектированных неосновных носителей заряда в npn, npnp структурах [2]. Рекомбинационные свойства

дефектов (А-центров, прежде всего) существенно ухудшают рабочие характеристики облучённых полупроводниковых устройств.

Анализ последних исследований и публикаций

Для подавления концентрации А-центров необходимы инженерные стратегии управления дефектообразованием в материале неоднородных активных структур микроэлектронных и дискретных устройств [3,4]. В частности, предлагается использование изовалентных примесей (прежде всего, германия (Ge), свинца и олова (Sn)) для управления процессом формирования комплексов VO в Si, хотя это и связано с изменением его структурных и физических свойств за счёт различных ковалентных радиусов примесей и легируемой матрицы. Изовалентные примеси замещают атомы Si, но являются электрически неактивными. Показано, что с прикладной точки зрения наиболее перспективно использование Ge [5]. Процессы радиационного дефектообразования в кремнии, легированном германием, определяющие стабильность его электрофизических свойств в условиях действия ионизирующего облучения, носят сложный характер, эффективность протекания этих процессов нелинейно связана с интегральной дозой облучения [6].

Выделение нерешённых научно-технических задач

Возможность использования nSiGe (Si<P, Ge>) для повышения радиационной стойкости многослойных pnp, pnpn структур может быть подтверждена только изготовлением тестовых приборов на Si с различной концентрацией легирующего Ge с проведением их испытаний [7]. **Целью настоящей работы** является сравнительная оценка деградации h_{21E} тестовых pnp структур ИС, изготовленных на nSiGe с различной концентрацией Ge и шириной базы, к действию α -излучения для подтверждения технологической применимости изовалентно легированного Ge кремния для формирования работоспособных в полях ионизирующих излучений приборных структур.

Изложение основного материала

Наиболее удобной структурой для экспериментальных измерений деградации h_{21E} при облучении является тестовый pnp транзистор ИС с диэлектрической изоляцией, радиационная деградация которого полностью определяется свойствами однородно легированной Ge исходной монокристаллической пластины SiGe n-типа[8]. Измерения проводили на

кремнии ориентации $\langle 111 \rangle$ с $\rho \approx 0,2$ Ом·см, $N_{\text{Oi}} \approx 7 \cdot 10^{17}$ см⁻³, $N_{\text{Ci}} < 5 \cdot 10^{16}$ см⁻³, легированных германием и контрольных по методу Чохральского (CZ-Si) в идентичных условиях из загрузки поликристаллического Si в потоке аргона [9]. Бездислокационные монокристаллы CZ-Si<P> и CZ-Si<P, Ge> разрезали на пластины и подвергали механической шлифовке и химико-механической полировке [10]. На одной из сторон пластины создан n^+ -слой, проведено окисление поверхности подложки, с использованием фотолитографии в пленке SiO₂ вскрыты окна, т.е. создана маска для анизотропного травления, через которую вытравлена V-образная канавка, стенки которой окислены. Поверх пленки SiO₂ наращен эпитаксиальный поликристаллический слой кремния толщиной 300...600 мкм, после чего пластина перевернута, сошлифована и отполирована со стороны монокристаллического кремния. В результате получена подложка с изолированными областями (карманами) монокристаллического кремния. Слой поликристаллического кремния, в котором сформированы углублённые области монокристаллического SiGe, является несущей подложкой. В каждом из карманов по обычной планарной технологии формируют структуры, на которых проводятся измерения h_{21E} до и после облучения. Используем известную формулу [11] для оценки радиационной деградации h_{21E} структуры для сравнения эффективности влияния различных уровней легирования германием на радиационную стойкость тестового интегрального транзистора. Изменения h_{21E} после облучения могут быть выражены следующей формулой:

$$\frac{1}{h_{21E}(\Phi_\alpha)} - \frac{1}{h_{21E}(0)} = F(\Phi_\alpha); \quad K_{21E} = \frac{d}{d\Phi_\alpha} F(\Phi_\alpha),$$

где $h_{21E}(\Phi_\alpha)$, $h_{21E}(0)$ – коэффициент усиления (схема с ОЭ) структуры транзистора после и до α -облучения соответственно; Φ_α – поток α -частиц, см⁻²; K_{21E} – экспериментальная постоянная, часто называемая радиационной чувствительностью, физический смысл которой – скорость деградации h_{21E} ; обычно используется для сравнения радиационной стойкости транзисторов, изготовленных по различной технологии.

Используя экспериментальные значения h_{21E} до и после облучения [12], и применяя стандартные статистические методы, получены уравнения, описывающие деградацию структуры в зависимости от уровня изовалентного легирования и геометрии вертикальной структуры. Дозовая зависимость K_{21E} указывает на существенное различие скорости деградации

усилительных свойств тестовых транзисторных структур, изготовленных на кремнии, с различным содержанием Ge:

Таблица 1

Расчетные формулы для вычисления деградации h_{21E} и K_{21E}

N_{Ge} исходной пластине	в	Ширина p-базы транзисторной npn структуры	
		Широкая ($\approx 0.35 \mu m$)	Узкая ($\approx 0.25 \mu m$)
0		$F(\Phi_\alpha) = 1.042 \cdot 10^{-3} \Phi_\alpha^{0.971}$ $K_{h_{21E}} = dF(\Phi_\alpha)/d\Phi_\alpha =$ $= 1.012 \cdot 10^{-13} \Phi_\alpha^{-0.029}$	$F(\Phi_\alpha) = 2.97 \cdot 10^{-20} \Phi_\alpha^{1.524}$ $K_{h_{21E}} = dF(\Phi_\alpha)/d\Phi_\alpha =$ $= 4.53 \cdot 10^{-20} \Phi_\alpha^{0.524}$
$1.3 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$		$F(\Phi_\alpha) = 1.997 \cdot 10^{-15} \Phi_\alpha^{1.13}$ $K_{h_{21E}} = 2.257 \cdot 10^{-15} \Phi_\alpha^{0.13}$	$F(\Phi_\alpha) = 5.56 \cdot 10^{-20} \Phi_\alpha^{1.55}$ $K_{h_{21E}} = 8.62 \cdot 10^{-20} \Phi_\alpha^{0.55}$
$7.5 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$		$F(\Phi_\alpha) = 2.455 \cdot 10^{-12} \Phi_\alpha^{0.828}$ $K_{h_{21E}} = 2.033 \cdot 10^{-12} \Phi_\alpha^{-0.172}$	$F(\Phi_\alpha) = 2.65 \cdot 10^{-10} \Phi_\alpha^{0.605}$ $K_{h_{21E}} = 1.37 \cdot 10^{-10} \Phi_\alpha^{-0.395}$

Для микроэлектронных планарных структур с тонкой ($\approx 0,25 \mu m$) базой возможность применения SiGe практически полностью зависит от диапазона доз Φ_α : в области низких значений (до 10^{11} см^{-2}) h_{21E} npn структур, сформированных на исходных пластинах с $N_{Ge} = 7,5 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$ **ниже** (обратная величина **выше**), чем для приборов на нелегированном ($N_{Ge} = 0$) и слаболегированном ($N_{Ge} = 1,2 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$) кремнии. После $\Phi_\alpha \geq 10^{11} \text{ см}^{-2}$ замечен эффект увеличения замедления радиационной деградации h_{21E} npn структур, сформированных на пластинах с $N_{Ge} = 7,5 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$, рис.1:

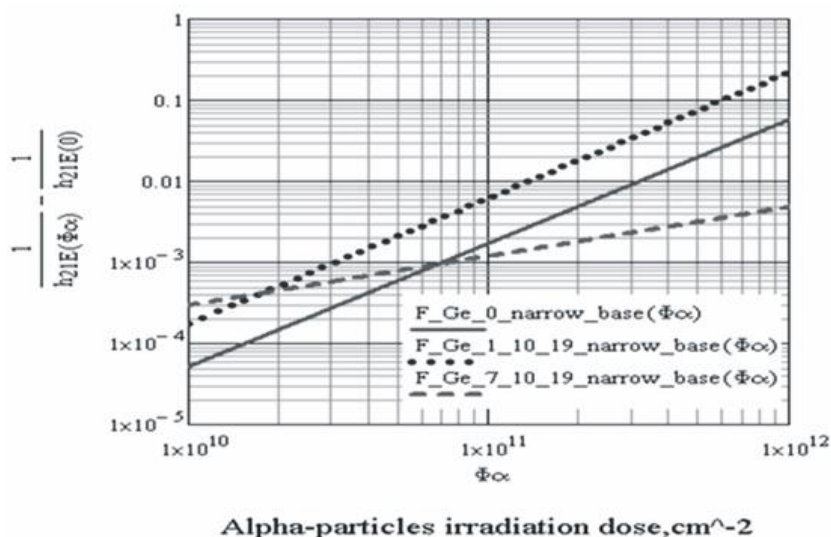


Рисунок 1 – Сравнение эффективности применения SiGe для замедления деградации h_{21E} npn структур, ширина базы $\approx 0,25 \mu m$, изготовленных на пластинах с различным содержанием Ge при различных Φ_α .

Использование SiGe с $N_{Ge} = 7,5 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$ позволяет обеспечить существенное снижение радиационной чувствительности прп структуры K_{h21E} во всём диапазоне исследуемых доз α -частиц (рис.2):

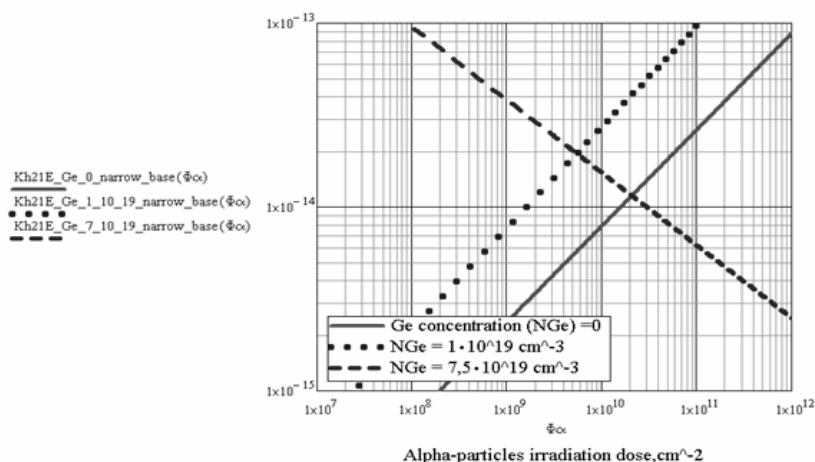


Рисунок 2 – Зависимость радиационной чувствительности (K_{h21E}) тестового прп транзистора (ширина базы $\cong 0,25 \text{ мкм}$) в диапазоне $1 \cdot 10^7 \leq \Phi_\alpha \leq 1 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$

Для прп структур с широкой ($\cong 0,35 \text{ мкм}$) базой, изготовленных на пластинах с различным содержанием Ge при различных Φ_α наблюдается выраженный эффект замедления деградации коэффициента усиления, описываемый функцией $F(\Phi_\alpha)$: для структур, изготовленных на пластинах с $N_{Ge} = 1,2 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$ и $N_{Ge} = 7,5 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$ наблюдается существенно более высокая радиационная стойкость, чем для транзисторов на Si с $N_{Ge} = 0$ (рис.3):

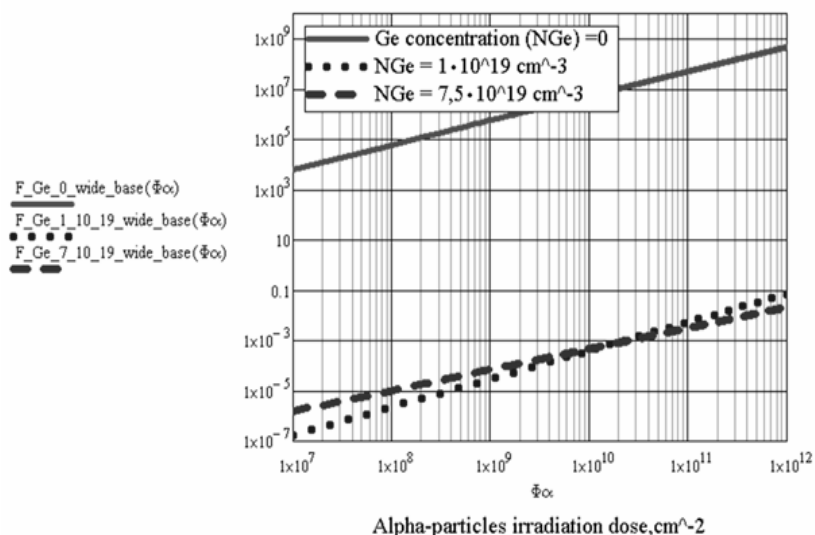


Рисунок 3 – Эффект замедления радиационной деградации усилительных свойств прп структур с широкой ($\cong 0,35 \text{ мкм}$) базой, изготовленных на SiGe с $N_{Ge} = 1,2 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$ и $N_{Ge} = 7,5 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$ по сравнению с транзисторами на Si с $N_{Ge} = 0$, слабо зависящий от концентрации Ge

Эффективное снижение радиационной чувствительности
 $K_{21E} = \frac{d}{d\Phi_\alpha} F(\Phi_\alpha)$ наблюдается только для структур, изготовленных на
 $\text{SiGe}N_{\text{Ge}} = 7,5 \cdot 10^{19} \text{ см}^{-3}$ (рис.4):

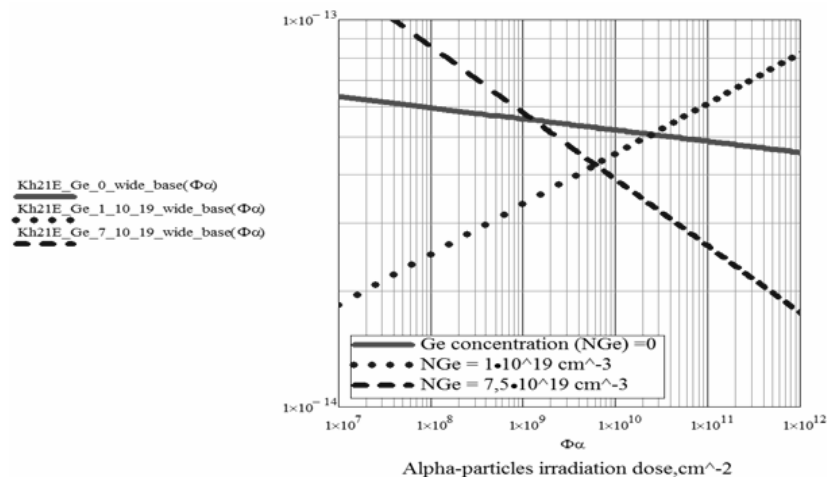


Рисунок 4 – Зависимость радиационной чувствительности ($K_{h_{21E}}$) тестового pnp транзистора (ширина базы $\cong 0,35 \text{ мкм}$) в диапазоне $1 \cdot 10^7 \leq \Phi_\alpha \leq 1 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$

Выводы из проведенного исследования и перспективы дальнейшего поиска

Полученные результаты объясняют экспериментально наблюдаемую высокую радиационную стойкость дискретных маломощных тиристоров, изготовленных по планарной технологии [13,14] на изовалентно легированном германием кремнии. Используются, видимо, оба механизма замедления деградации свойств pnp структуры, изготовленной на nSiGe: как снижение $K_{h_{21E}}$ pnp транзистора эквивалентной схемы прибора, так и уменьшения рекомбинационного тока базы сочетания pnp слоёв за счёт уменьшения вероятности радиационного дефектообразования [15]. Исследование взаимодействия этих механизмов будет являться предметом дальнейших исследований.

ЛИТЕРАТУРА

1. EfstratiaN. Sgourou, YerasimosPanayiotatos, RuslanV. Vovk, AlexanderChroneos. Toward Defect Engineering Strategies to Optimize Energy and Electronic Materials. Review. Appl. Sci. 2017, 7, 674; doi:10.3390/app7070674
2. A. Alkauskas, M. D. McCluskey, Chris G. Van de Walle. Tutorial: Defects in semiconductors—Combining experiment and theory. Journal of Applied Physics, 119(18), 181101, 2016 <https://doi.org/10.1063/1.4948245>

3. A. Chroneos, C. A. Londos, E. N. Sgourou, P. Pochet. Point defect engineering strategies to suppress A-center formation in silicon. Appl. Phys. Lett. 99, 241901 (2011); doi: 10.1063/1.3666226. View online: <http://dx.doi.org/10.1063/1.3666226>
4. C. A. Londos, E. N. Sgourou, D. Hall, A. Chroneos. Vacancy-oxygen defects in silicon: the impact of isovalent doping. J. Mater. Sci.: Mater Electron (2014) 25:2395–2410 <http://dx.doi.org/10.1007/s10854-014-1947-6>
5. Критская Т. В. Современные тенденции получения кремния для устройств электроники: монография / Т. В. Критская; Запорож. гос. инженер. акад. – Запорожье: ЗГИА, 2013. – 353 с.
6. Быткин С.В., Критская Т.В. Моделирование S-образного процесса накопления А- и Е-центров в изовалентно легированном германием кремнии в среде Statistica и MathCAD. «Сучасні проблеми металургії», № 21, випуск 1- 2018. С. 29-35
7. Радиационные эффекты в интегральных микросхемах и методы испытаний изделий полупроводниковой электроники на радиационную стойкость [Учебн. пос. по дисциплин. «Радиационная стойкость изделий электронной техники»] / Э.Н. Вологдин, А.П. Лысенко. – М.: Научно-образовательный центр Московского региона в области фундаментальных проблем радиационной физики твердого тела и радиационного материаловедения. Московский государственный институт электроники и математики. – 2002. – 46 с.
8. S. Bytkin. Use of germanium doped silicon (n-SiGe) for manufacturing radiation hardened devices and integrated circuits. Conference Paper. October 1997. DOI: 10.1109/RADECS.1997.698872. Conference: Radiation and Its Effects on Components and Systems, 1997. RADECS 97. Fourth European Conference on)
9. Критская Т.В. Управление свойствами и разработка промышленной технологии монокристаллического кремния для электроники и солнечной энергетики: дисс. доктора техн. наук: 05.16.03 / Критская Татьяна Владимировна. – Запорожье, 2006. – 375 с.
10. Троян П.Е. Микроэлектроника: Учебное пособие. – Томск: Томский государственный университет систем управления и радиоэлектроники, 2007. – 346 с.
11. Действие проникающей радиации на изделия электронной техники / Под ред. Е. А. Ладыгина. — М.: Сов. Радио, 1980. — 224 с.
12. Быткин С.В. Конкурентная разведка конъюнктурно-технологических перспектив традиционного и high-tech экспорта Украины: монография / Быткин С.В.; Запоріж. держ. інж. акад. – Запоріжжя: ЗДІА, 2017. – 276с.
13. Быткин С.В., Критская Т.В., Радін Е.Г., Гончаров В.И., Куницкий Ю.И., Кобелева С.П. Экспериментальное исследование характеристик тиристоров, изготовленных на Si<Ge>, при действии гамма-облучения. Известия высших учебных заведений. Материалы электронной техники. №3, 2012, стр. 45-48.
14. Быткин С.В., Критская Т.В., Кобелева С.П. Статистический анализ влияния Ge на радиационную и термическую стабильность электрофизических характеристик приборных n-p-n-p-структур на основе CZ-Si<P, Ge>. Известия высших учебных заведений. Материалы электронной техники. № 4, 2013, стр. 42-48.

15. Быткин С. В., Критская Т.В. Моделирование процесса накопления радиационных дефектов в процессе облучения монокристаллов Si<P>и Si<P, Ge>././ Металургія. Збірник наукових праць Запорізької державної інженерної академії, вип.1(21). Запоріжжя, 2010, стор.116-125.

REFERENCES

1. Efstratia N. Sgourou, Yerasimos Panayiotatos, Ruslan V. Vovk, Alexander Chroneos. Toward Defect Engineering Strategies to Optimize Energy and Electronic Materials. Review. Appl. Sci. 2017, 7, 674; doi: 10.3390/app7070674
2. A. Alkauskas, M. D. McCluskey, Chris G. Van de Walle. Tutorial: Defects in semiconductors—Combining experiment and theory. Journal of Applied Physics, 119(18), 181101, 2016 <https://doi.org/10.1063/1.4948245>
3. A. Chroneos, C. A. Londos, E. N. Sgourou, P. Pochet. Point defect engineering strategies to suppress A-center formation in silicon. Appl. Phys. Lett. 99, 241901 (2011); doi: 10.1063/1.3666226. View online: <http://dx.doi.org/10.1063/1.3666226>
4. C. A. Londos, E. N. Sgourou, D. Hall, A. Chroneos. Vacancy-oxygen defects in silicon: the impact of isovalent doping. J. Mater. Sci.: Mater Electron (2014) 25:2395–2410 <http://dx.doi.org/10.1007/s10854-014-1947-6>
5. Kritskaya T. V. Sovremennyye tendentsii polucheniya kremniya dlya ustroystv elektroniki: monografiya / T. V. Kritskaya; Zaporozh. gos. inzhener. akad. - Zaporozhe: ZGIA, 2013. – 353 c.
6. Byitkin S.V., Kritskaya T.V. Modelirovanie S-obraznogo protsessa nakopleniya A- i E-tsentrov v izovalentno legirovannom germaniem kremnii v srede Statistica i MathCAD. «Suchasni problemi metalurgiyi», # 21, випуск 1- 2018. S. 29-35
7. Radiatsionnyye efekty v integralnykh mikroshemakh i metody ispytaniy izdeliy poluprovodnikovoy elektroniki na radiatsionnyuyu stoykost [Uchebn. pos. po distsipl. «Radiatsionnaya stoykost izdeliy elektronnoy tekhniki»] / E.N. Vologdin, A.P. Lyisenko. - M.: Nauchno-obrazovatelnyy tsentr Moskovskogo regiona v oblasti fundamentalnykh problem radiatsionnoy fiziki tverdogo tela i radiatsionnogo materialovedeniya. Moskovskiy gosudarstvennyy institut elektroniki i matematiki. -2002. - 46 s.
8. S. Bytkin. Use of germanium doped silicon (n-SiGe) for manufacturing radiation hardened devices and integrated circuits. Conference Paper. October 1997. DOI: 10.1109/RADECS.1997.698872. Conference: Radiation and Its Effects on Components and Systems, 1997. RADECS 97. Fourth European Conference on)
9. Kritskaya T.V. Upravlenie svoystvami i razrabotka promyshlennoy tekhnologii monokristallicheskogo kremniya dlya elektroniki i solnechnoy energetiki: diss. doktora tekh. nauk: 05.16.03 / Kritskaya Tatyana Vladimirovna. – Zaporozhe, 2006. – 375 s.
10. Troyan P.E. Mikroelektronika: Uchebnoye posobie. – Tomsk: Tomskiy gosudarstvennyy universitet sistem upravleniya i radioelektroniki, 2007. - 346 s.
11. Deystvie pronikayuschey radiatsii na izdeliya elektronnoy tekhniki / Pod red. E. A. Ladygina. — M.: Sov. Radio, 1980. — 224 s.
12. Bytkin S.V. Konkurentnaya razvedka kon'yunkturno-tehnologicheskikh perspektiv traditsionnogo i high-tech eksporta Ukrainyi: monografiya / Byitkin S.V.; ZaporIz. derzh. Inzh. akad. – ZaporIzhzhya: ZDIA, 2017. – 276s.

13. Bytkin S.V., Kritskaya T.V., Radin E.G., Goncharov V.I., Kunitskiy Yu.I., Kobeleva S.P. Eksperimentalnoe issledovanie harakteristik tiristorov, izgotovlennyih na Si<Ge>, pri deystvii gamma-oblucheniya. Izvestiya vyisshih uchebnyih zavedeniy. Materialyi elektronnoy tehniki. #3, 2012, str. 45-48.
14. Bytkin S.V., Kritskaya T.V., Kobeleva S.P. Statisticheskiy analiz vliyaniya Ge na radiatsionnuyu i termicheskuyu stabilnost elektrofizicheskikh harakteristik pribornyih n-p-n-p-struktur na osnove CZ-Si <P, Ge>. Izvestiya vyisshih uchebnyih zavedeniy. Materialyi elektronnoy tehniki. # 4, 2013, str. 42-48.
15. Bytkin S. V., Kritskaya T.V. Modelirovanie protsessa nakopleniya radiatsionnyih defektov v protsesse oblucheniya monokristallov Si<P>i Si <P, Ge>. // Metalurgiya. Zbirnik naukovih prats ZaporIzkoYi derzhavnoYi InzhenernoYi akademIYi, vip.1(21). ZaporIzhzhya, 2010, stor.116-125.

ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ДРОБЛЕННЯ КРИХКИХ МАТЕРІАЛІВ В МОЛОТКОВИХ ДРОБАРКАХ

Анотація. Розглядається дроблення твердих й крихких матеріалів шляхом руйнування їх початкової структури ударом і стиранням в дробарках з шарнірно підвішеними молотками та три стадії дроблення. Проведено теоретичні дослідження що до визначення енергопотреб необхідних для проведення ударно-стираючого дроблення в залежності від співвідношення впливу способів ударного руйнування та руйнування тертям. Отримані залежності енерговитрат процесу дроблення від характеристик матеріалу та способу дроблення які дають можливість застосувати раціональний спосіб дроблення в молоткових дробарках.

Ключові слова: дроблення, стирання, розколювання, сколювання, міцність.

Annotation. The breakdown of solid and fragile materials by breaking down their original structure by impact and erosion in crusher with hinged hammers and three stages of crushing is considered. Theoretical researches have been carried out on the determination of the energy demand for shock-erosion crushing, depending on the ratio of the impact of methods of shock destruction and friction failure. The dependence of the energy costs of the crushing process on the characteristics of the material and the crushing method is obtained, which makes it possible to apply a rational way of crushing in the hammer crushers.

Keywords: crushing, abrasion, splitting, scraping, strength.

Вступ

В багатьох галузях промисловості особливе місце займають процеси подрібнення матеріалів, як найбільш важливі та енергоємні. Встановлено, що на операції дроблення кожного року витрачається не менш 5% всієї виробленої в світі енергії. Така велика доля в загальному енергетичному балансі підкреслює місце і важливість процесів дроблення в життєдіяльності людини [1]. Для дроблення крихких і м'яких матеріалів: кам'яного вугілля, крейди, вапняку, коксу та ін. застосовують молоткові дробарки.

Аналіз досягнень

Дроблення твердих і крихких матеріалів до часток бажаного розміру доцільно здійснювати шляхом руйнування їх початкової структури різними видами деформації; як правило, роздавлюванням, ударом і розколюванням, та різними поєднаннями цих способів.

В основу молоткових дробарок з шарнірно підвішеними молотками закладено принцип руйнування крихких кускових геоматеріалів багатократним ударом і стиранням [2,3]. Руйнування ударом і стиранням характеризується високою універсальністю як по відношенню можливості дроблення різних видів матеріалів, так і по відношенню ступеня їх дроблення.

До робочих органів молоткових дробарок відносяться молотки, решітки (колосникові) і деки, відбійні плити, які утворюють дробильну камеру.

В молоткових дробарках можна виділити три стадії дроблення:

1. розколювання – удар молотків по матеріалу (для неї характерним є удар по рухомій масі матеріалу стадія, що призводить переважно до розколювання);
2. сколювання – удар матеріалу від відбійну плиту (для якої характерним є удар о нерухому масу машини, що призводить переважно до сколювання);
3. стирання – стирання матеріалу о відбійну плиту і колосникову решітку, а також при зіткненні частинок матеріалу між собою.

При такій схемі здрібнення ударна дія є основним компонентом.

Дроблення частинок матеріалу проходить поетапно. Ударний вплив призводить до розколювання частинки матеріалу щонайменше на дві частини. Кожен з уламків обтирається за рахунок сил тертя. Частина матеріалу, що утворюється за рахунок стирання, вважається дуже дисперсною і тому не приймає участі у подальшому процесі дроблення. Кожна з частинок, отриманих після розколювання початкової частинки та обтирання, знову розколюється щонайменше на дві частинки, кожна з котрих обтирається. Таким чином процес триває доки частинки матеріалу не зменшаться до потрібного розміру.

В молоткових дробарках частинки матеріалу руйнується за рахунок їх розколювання внаслідок ударного впливу (ударом вльоті) та стирання. Причому, більша частина витрачається саме на дроблення матеріалу за рахунок стирання, а не удару, що приводить до надлишкового збільшення питомих енерговитрат на одиницю готового продукту. Так, наприклад, за даними С.П. Джинджихадзе, в молотковій дробарці при лінійній швидкості молотків 110 м/с на дроблення ударом витрачається тільки 16,9% від всієї енергії що підводиться, а на дроблення стиранням – 83,1% [4].

Постановка завдання

Ефективне проведення ударно-стираючого дроблення пов'язано з переносом енерговитрат в бік безпосереднього здрібнення. Завдання роботи – з'ясувати закономірності енерговитрат процесу дроблення в залежності від

співвідношення впливу способів ударного руйнування та руйнування тертям, а також зміни характеристик міцності подрібнювального матеріалу при аналізі роботи молоткової дробарки.

Головна частина досліджень

Для руйнування частинок матеріалу витрачається певна кількість енергії, що залежить від міцності подрібнювального матеріалу. Згідно зі статистичною теорією міцності [1], дефекти в будові твердого тіла розподілені стохастично за об'ємом; тобто зменшення розмірів часток приводить до зменшення числа дефектів. Залежність міцності твердих тіл від лінійних розмірів є масштабним фактором [5].

В молоткових дробарках матеріал руйнується за рахунок розколювання його частинок внаслідок ударного впливу та стирання.

Корисна робота, що витрачається на подрібнення складається з роботи удару $A_{уд}$ і роботи тертя $A_{тер}$:

$$A = A_{уд} + A_{тер}. \quad (1)$$

Співвідношення цих двох стадій процесу руйнування передумовлює сумарні і питомі витрати енергії на весь процес. Для молоткових дробарок вигідно забезпечити відносно велику величину першої стадії.

Руйнування ударом (розколювання) виникає, коли енергія пружної деформації, що накопичена тілом, переходить в поверхневу енергію утворення нової поверхні:

$$A_{уд} = \frac{\sigma^2 V}{2E} = \frac{\sigma^2 k d^3}{2E}, \quad (2)$$

де σ – границя міцності на стискання частинки матеріалу, Па/м²;

V – об'єм частинки матеріалу, м³;

d – розмір частинки матеріалу (діаметр сфери описаної навколо багатогранника, до форми якого прямує форма частки матеріалу), м;

k – коефіцієнт форми;

E – модуль пружності матеріалу (модуль Юнга), Па/м².

Якщо ввести параметр p , який характеризує долю енергії, що приходить на подрібнення ударом, то енергії тертя відповідає доля в $(1-p)$.

Міцність матеріалу починає значно збільшуватись з досягненням частинки певного критичного розміру – $d_{кр}$, який визначається окремо для кожного матеріалу [3]. Тобто процес подрібнення внаслідок розколювання під впливом ударного навантаження можна поділити на два етапи: дроблення до критичного розміру частинок і дроблення частинок до розміру, меншого за

критичний. В першому етапі процесу дроблення проявом масштабного ефекту можна знехтувати через незначне його проявлення та прийняти значення границі міцності матеріалу на стискання сталим. Воно має дорівнювати практичному значенню границі міцності для даного конкретного матеріалу – σ_{np} . Якщо перша частина процесу дроблення (від початкового розміру d до критичного розміру $d_{кр}$) реалізується за n_1 етапів, то енергія, необхідна для руйнування ударом однієї частки матеріалу дорівнює:

$$A_{y\partial.1} = \frac{\sigma_{np}^2 k d^3}{2E} \sum_{i=0}^{n_1} p^i. \quad (3)$$

В другому етапі процесу дроблення границя міцності починає зростати, тобто її значення буде залежати від розміру частинки (ступеню дроблення). Представимо прояв масштабного фактору починаючи від розміру частки $d_{кр}$ у вигляді експоненційної залежності границі міцності від етапу подрібнення [5]. Таким чином границя міцності буде асимптотичне прямувати від практичного значення до теоретичного:

$$\sigma_i = \sigma_{np} + \sigma_T + (1 - e^{-\alpha t}), \quad (4)$$

де σ_i – границя міцності на стискання на i -му етапі дроблення, Па/м²;

σ_{np} – практичне значення границі міцності на стискання для даного матеріалу для частинок більших за розміром, ніж $d_{кр}$, Па/м²;

σ_T – теоретичне значення границі міцності матеріалу на стискання, що визначається за рівнянням Орована-Келлі, Па/м²;

α – коефіцієнт масштабного ефекту, який визначається емпірично для кожного конкретного матеріалу при заданому значенні p для даного процесу дроблення;

i – етап дроблення.

Для другого етапу процесу значення енергії, що витрачається на дроблення однієї частинки матеріалу від початкового розміру $d_{кр}$ до заданого можна визначити наступним рівнянням:

$$A_{y\partial.2} = \frac{k d_{кр}^3}{2E} \sum_{i=0}^{n_2} \left[p^i \left(\sigma_{np} + \sigma_T (1 - e^{-\alpha t}) \right)^2 \right], \quad (5)$$

де n_2 – кількість етапів дроблення другої частини процесу.

Руйнування тертям – обтирання виникає за рахунок накопичення руйнівних напружень в нескінченно тонких поверхневих шарах часток матеріалу в результаті чого видаляється матеріал у вигляді надтонкої фракції. Оскільки процес обтирання протікає поетапно з накопиченням руйнівного напруження в надтонкому шарі матеріалу, то границя міцності для цього

процесу прямує до теоретичного значення за рахунок малих об’ємів накопичення та руйнування. Це зумовлено мінімально можливою кількістю дефектів структури для нескінченно малого об’єму матеріалу.

Робота сил тертя, яка витрачається на обтирання $(1-p)$ долі матеріалу частинки початковим розміром d дорівнює для першого і другого етапів процесу дроблення відповідно:

$$A_{тер.1} = \frac{\sigma_T^2 k d^3}{2E} (1 - p^{n_1}), \quad (6)$$

$$A_{тер.2} = \frac{\sigma_T^2 k d_{кр}^3}{2E} (1 - p^{n_2}). \quad (7)$$

Вираз, що визначає роботу, яка витрачається на дроблення частинки матеріалу від початкового розміру d до розміру початку прояву масштабного фактору $d_{кр}$, визначається сумою рівнянь (3) та (6):

$$A_1 = \frac{k d^3}{2E} \left(\sigma_{np}^2 \sum_{i=0}^{n_1} p^i + \sigma_T^2 (1 - p^{n_1}) \right). \quad (8)$$

Після додавання рівнянь (5) та (7) отримаємо вираз для визначення роботи, яка витрачається на дроблення частинки матеріалу від розміру початку прояву масштабного фактору $d_{кр}$ до кінцевого розміру d_k в n_2 етапів:

$$A_2 = \frac{k d_{кр}^3}{2E} \left(\sigma_{np}^2 \sum_{i=0}^{n_2} p^i \left(\sigma_{np} + \sigma_T (1 - e^{-at}) \right)^2 + \sigma_T^2 (1 - p^{n_2}) \right). \quad (9)$$

У випадку розглядання дроблення частинки від початкового розміру d , більшого за $d_{кр}$ до кінцевого розміру d_k , меншого за $d_{кр}$, робота, яка витрачається на дроблення виражається у вигляді суми рівнянь (8) та (9). Необхідно враховувати той факт, що на початку другої частини в процесі дроблення приймає участь a^{n_1} частинок розміром $d_{кр}$, які було утворено в результаті дроблення початкової частинки за n_1 етапів. Приймаємо мінімальне значення кількість частинок, що утворюються в результаті розколювання під впливом ударного навантаження $a=2$. Звідси:

$$A = \frac{k d^3}{2E} \left(\sigma_{np}^2 \sum_{i=0}^{n_1} p^i + \sigma_T^2 (1 - p^{n_1}) \right) + 2^{n_1} \frac{k d_{кр}^3}{2E} \left(\sum_{i=0}^{n_2} \left(p^i \left(\sigma_{np} + \sigma_T (1 - e^{-at}) \right)^2 \right) + \sigma_T^2 (1 - p^{n_2}) \right). \quad (10)$$

Вираз (10) показує залежність роботи, витраченої на дроблення однієї частинки, від етапу дроблення. Для того, щоб сформулювати аналогічну залежність для дроблення матеріалу масою m_m , треба вираз (10) помножити на кількість частинок N , що міститься в матеріалі масою m_m :

$$N = \frac{m_m}{m_u} = \frac{m_m}{k d^3 \rho}, \quad (11)$$

де m_m – маса матеріалу, що підлягає дроблення, кг;

$m_{\text{ч}}$ – маса однієї початкової частинки матеріалу, що підлягає подрібненню, кг;

ρ – густина матеріалу, кг/м³.

Тоді енергія, яка витрачається на дроблення :

$$A = \frac{m_m}{2E\rho} \left(\sigma_{np}^2 \sum_{i=0}^{n_1} p^i + \sigma_T^2 (1 - p^{n_1}) \right) + 2^{n_1} \frac{d_{kp}^3}{2E} \left(\sum_{i=0}^{n_2} \left(p^i \left(\sigma_{np} + \sigma_T (1 - e^{-at}) \right) \right)^2 + \sigma_T^2 (1 - p^{n_2}) \right). \quad (12)$$

Для того, щоб виразити значення енергії, яка витрачається на дроблення від геометричних розмірів часток матеріалу, що дробляться, визначимо значення кількості етапів дроблення у кожній частині цього процесу. Максимальна ступень дроблення матеріалу u дорівнює відношенню початкового розміру частинки до кінцевого. З кожним етапом кожна частинка розколюється на a шматків. Звідси

$$a^n = \frac{d^3}{d_k^3} = u^3. \quad (13)$$

Прийнявши мінімальне значення $a=2$, визначимо кількість етапів, необхідних для отримання певного розміру частинки матеріалу, що дробиться:

$$n = \frac{3 \lg u}{\lg 2} \approx 10 \lg \frac{d}{d_k}. \quad (14)$$

З цього рівняння можна виразити кількості етапів першої та другої частин процесу дроблення.

$$n_1 = 10 \lg \frac{d}{d_{kp}}; \quad n_2 = 10 \lg \frac{d_{kp}}{d_k}. \quad (15)$$

Таким чином, залежність роботи, що витрачається на дроблення маси матеріалу m_m комбінованим способом удару та стирання від початкового та кінцевого розміру частинок, характеристик матеріалу (початкова практична границя міцності, розмір частинки початку прояву масштабного фактору, коефіцієнт масштабного фактору, теоретична границя міцності даного матеріалу, параметр характеру процесу дроблення) визначається шляхом підстановки виразів (15) до рівняння (12) та оскільки при дробленні прояв масштабного фактору незначний, його впливом можна знехтувати. Отже, для опису необхідної енергії для дроблення достатньо розглядати першу частину процесу. Тоді вираз для визначення енергопотреб має вигляд:

$$A = \frac{m_m}{2E\rho} \left(\sigma_{np}^2 \sum_{i=0}^{10 \lg \frac{d}{d_{kp}}} p^i + \sigma_T^2 \left(1 - p^{10 \lg \frac{d}{d_{kp}}} \right) \right). \quad (16)$$

Висновки

Встановлено залежність енерговитрат процесу дроблення від характеристик матеріалу та способу дроблення – рівняння (16), яке дає можливість порівняти долю впливу двох видів руйнівного навантаження: ударного руйнування та руйнування тертям для процесів з різним рівнем дисперсності подрібненого матеріалу. Дроблення ударом з мінімізацією тертя частинок матеріалу по робочим органам молоткової дробарки значно зменшує енерговитрати. Це дає можливість застосувати раціональний спосіб дроблення.

Результати чисельного розрахунку можуть бути застосовані при виборі раціональних геометричних параметрів молоткових дробарок.

ЛІТЕРАТУРА

1. Сиденко П. М. Измельчение в химической промышленности / П. М. Сиденко. – Москва: Химия, 1977. – 305 с.
2. Бонд Ф. С. Законы дробления / Ф. С. Бонд. // Стройиздат. – 1966. – С. 195–208.
3. Андреев С. Е. Дробление, измельчение и грохочение полезных ископаемых / С. Е. Андреев, В. А. Перов, В. В. Зверевич. – Москва: Недра, 1980. – 415 с.
4. Джинджихадзе С. П. Исследование энергоемкости процесса дробления фуражного зерна в молотковых дробилках : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук / Джинджихадзе С. П. – Тбилиси, 1965. – 35 с.
5. Кузнецова М. М. До питання оптимізації технологічного процесу подрібнення в будівництві / М. М. Кузнецова, А. Г. Приймаков. // Науковий вісник будівництва. ХДТУБА. – 2010. – №58. – С. 133–141.
6. Кузнецова М. М. Вплив способу подрібнення на енерговитрати процесу / М. М. Кузнецова, В. Є. Ведь. // Інтегровані технології та енергозбереження. ХДТУБА. – 2014. – №2. – С. 18–22.
7. Качанов Л. М. Основы механики разрушения / Л. М. Качанов. – Москва: Наука, 1974. – 312 с.
8. Васильченко Т. О. Аналіз руйнування крихких матеріалів ударом / Т. О. Васильченко, І. А. Шевченко, Ю. Г. Кобрін. // Наукові праці Запорізької державної інженерної академії. – 2017. – №2. – С. 116–122.

REFERENCES

1. Sidenko P. M. Izmelchenie v himicheskoy promyshlennosti / P. M. Sidenko. – Moskva: Himiya, 1977. – 305 s.
2. Bond F. S. Zakonyi drobleniya / F. S. Bond. // Stroyizdat. – 1966. – S. 195–208
3. Andreev S. E. Droblenie, izmelchenie i grohochenie poleznyih iskopaemyih / S. E. Andreev, V. A. Perov, V. V. Zverevich. – Moskva: Nedra, 1980. – 415 s.
4. Dzhindzhihadze S. P. Issledovanie energoemkosti protsessa drobleniya furazhnogo zerna v molotkovyih drobilkah : avtoref. dis. na zdobuttya nauk. stupenya kand. tehn. nauk / Dzhindzhihadze S. P. – Tbilisi, 1965. – 35 s.

5. Kuznetsova M. M. Do pytannia optymizatsii tekhnolohichnoho protsesu podribnennia v budivnytstvi / M. M. Kuznetsova, A. H. Pryimakov. // Naukovyi visnyk budivnytstva. – 2010. – №58. – S. 133–141.
6. Kuznetsova M. M. Vplyv sposobu podribnennia na enerhovytraty protsesu / M. M. Kuznetsova, V. Ye. Ved. // Intehrovani tekhnolohii ta enerhozberezhennia. KhDTUBA. – 2014. – №2. – S. 18–22.
7. Kachanov L. M. Osnovy mehaniki razrusheniya / L. M. Kachanov. – Moskva: Nauka, 1974. – 312 s.
8. Vasylchenko T. O. Analiz ruinuvannia krykhkykh materialiv udarom / T. O. Vasylchenko, I. A. Shevchenko, Yu. H. Kobrin. // Naukovi pratsi Zaporizkoi derzhavnoi inzhenernoi akademii. – 2017. – №2. – S. 116–122.

УДК. 669.74:669.162.262.3:669.213.3

В.А. Гладких, Ю.С. Пройдак, А.И. Михалев, А.В. Рубан, Ю.Б. Дедов_

ОПТИМИЗАЦИЯ СОСТАВА ШИХТЫ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ МАРГАНЦЕВЫХ АГЛОМЕРАТОВ

Аннотация. Отечественные марганцевые руды подвергаются обогащению. Полученные при этом концентраты представлены мелкой фракцией, которую перед рудовосстановительной плавкой подвергают окускованию методом агломерации. В работе приведена математическая модель стоимостной оптимизации состава шихты при спекании марганцевого агломерата из концентратов различных сортов с учетом переработки заводских техногенных отходов. Разработанный алгоритм позволяет находить компромиссные решения при варьировании долевым соотношением шихтовых компонентов в аглошихте их химическим составом, выходом твердого остатка из каждого компонента шихты.

Ключевые слова: марганец, извлечение, шихта, отходы, агломерат, твердый остаток, математическая модель, алгоритм, стоимостная оптимизация.

Annotation. Manganese ores in Ukraine are beneficiated, thus such concentrates come in small fractions. Before the melting process such concentrates undergo sintering. The developed algorithm suggests acceptable solutions while changing the percentage of charging material components in agglomerate charging material with its chemical content, solid waste output from each charging material component. Mathematical model helps develop software system that makes integrated efficient and strategic estimation possible. This implies charging material cost reduction while taking into account quite large range of aspects of acceptable and adjustable solutions in certain manufacturing contexts. The described results can be used for software system development in order to make acceptable and adjustable solutions regarding the management of sintering process in specified manufacturing contexts of JSC «Nikopol Ferroalloy Plant».

Key words: Manganese, extraction, charge, waste, agglomerate, solid residue, mathematical model, algorithm, cost optimization.

Постановка проблемы

Анализа применяемых на практике технологических схем переработки отечественного и импортного марганцевого сырья [1-5] свидетельствует, что разработка и реализация высокоэффективных ресурсо- и энергосберегающих технологий, включающих предварительную подготовку исходного минерального сырья и выплавку марганцевых ферросплавов на данном этапе развития науки и производства взаимосвязана с созданием математических моделей процессов и компьютерных программ по моделированию и прогнозированию управляющих параметров технологических процессов.

Сравнительная оценка качества исходного марганцевого сырья, применяемого при производстве агломерата, проводимая по модульному параметру \mathfrak{X}_i / Mn , т.е. отношению содержания элемента x_i (P, Mn, Fe, SiO₂) к содержанию марганца, показывает, что концентраты никопольского бассейна характеризуется меньшим модулем железа в сравнении с импортными рудами (ЮАР, Бразилии Австралии). Это позволяет получать ферросиликомарганец с более высоким содержанием марганца по сравнению с использованием импортных марганцевых руд[4]. Ферросиликомарганец, производимый в условиях ферросплавных заводов Украины содержит 72-75% Mn, что на 7-10% выше по отношению к базовому содержанию марганца (65%) в сплаве согласно ДСТУ 3548-97[6]. Следует также отметить, что сплавы с высоким содержанием марганца пользуются большим спросом у сталеплавильщиков на внутреннем и внешнем рынках. Для отечественных марганцевых руд и концентратов модули железа, фосфора и кремнезема равны, соответственно: $\mathfrak{X}_{Fe/Mn} > = 0,10 - 0,12$ и $0,015 - 0,026$; $\mathfrak{X}_{P/Mn} > = 0,0055 - 0,0068$ и $0,0044 - 0,0056$; $\mathfrak{X}_{SiO_2/Mn} > = 0,37 - 0,82$ и $0,30 - 0,55$. Естественная основность марганцевых концентратов ((CaO+MgO)/SiO₂) практически соответствует основности шлака ферросиликомарганца. В импортных рудах эти параметры составляют: $\mathfrak{X}_{Fe/Mn} > = 0,13-0,21$; $\mathfrak{X}_{P/Mn} > = 0,00090-0,00092$; $\mathfrak{X}_{SiO_2/Mn} > = 0,10-0,12$. В этих рудах существенно выше естественная основность (1,4-4,2).

Анализ последних исследований

Ранее проведенными исследованиями [3,7] изучен минералогический состав и распределение элементов в рудных и нерудных фазах зарубежного сырья. Эти руды относятся к классу высокоокисленных, являются термически стойкими и характеризуются повышенными температурами восстановительных процессов. Для обеспечения приемлемого температурно-шлакового режима при выплавке марганцевых ферросплавов с использованием подобных руд требуется дополнительная присадка в шихту окисно-шлаковых добавок. Некоторые импортные руды имеют необходимый фракционный состав и могут применяться в плавку без предварительной подготовки. Отечественные марганцевые руды подвергаются глубокому обогащению, а полученные при этом концентраты представлены мелкими фракциями 0-15 мм. Перед рудовосстановительной плавкой данные концентраты подвергают окускованию методом агломерации, что в также позволяет осуществлять переработку собственных марганецсодержащих

отходов (шлаковый песок, шламы и др.)[8,9]. Степень полезного использования марганца при этом повышается на 3-5%.

Цель исследования

В настоящей работе приведены результаты исследований с использованием симплекс метода [10] по разработке математических моделей стоимостной оптимизации состава шихты при спекании марганцевых агломератов (АМНВ-1 и АМНВ-2) с заданным содержанием марганца из марганцевого сырья различного качества и при условии переработки собственных марганецсодержащих отходов.

Изложение основного материала исследования

При решении указанной задачи должно быть выполнено следующее условие:

$$E_{н.п} \leq E \leq E_{в.п}, \quad (1)$$

где E – элемент – марганец и его нижний ($E_{н.п}$) и верхний ($E_{в.п}$) пределы содержания в агломерате различных марок, % масс.

К примеру, агломерат марки АМНВ-2 имеет следующие пределы 38,5 и Mn и 40,5.

Из практики известно, что получить такой агломерат можно используя марганцевые концентраты различного сорта. Однако, необходимость одновременного использования нескольких концентратов, имеющих высокое или низкое содержание марганца, а тем более выполнение условия, как можно более полного использования собственных техногенных отходов при заданном качестве и минимальной стоимости конечного продукта приводит к длительным расчетам. Иногда, без проведения предварительного технологического эксперимента решить данную задачу практически невозможно.

Химический состав исходных шихтовых материалов, в пересчете на элементы (E_i , мас.%), степень перехода элемента в агломерат (η_i , доли) и цены возможных компонентов шихты (C_i , грн.) приведены в табл. 1. Долевое содержание компонента в шихте выражено через X_i , где i – порядковый номер шихтового компонента в аглошихте (1-11). Содержание фосфора, марганца, кремния и железа в компонентах шихты обозначено как E_1 , E_2 , E_3 и E_4 соответственно.

Таблица 1

Химический состав исходных материалов (E_i), извлечение элементов в агломерат (η_i) и цена шихтового материала (C_i).

Материал		Компонент X_i	Содержание элементов, % и их извлечение, доли									Цена, грн/т, C_i
			P		Mn		Si		Fe		ППП, %	
			E_1	η_{E1}	E_2	η_{E2}	E_3	η_{E3}	E_4	η_{E4}		
1	Марганцевый конц-т Ис.	X_1	0,18	0,98	43,9	0,95	7,2	0,98	2,3	0,96	12	C_1
2	Марганцевый конц-т ИсБ.	X_2	0,20	0,98	42,6	0,95	8,2	0,98	2,5	0,96	11,5	C_2
3	Марганцевый конц-т Ис. П (повышен)	X_3	0,17	0,98	39,3	0,95	8,9	0,98	2,5	0,96	13,2	C_3
4	Марганцевый конц-т Ис. Н (понижен)	X_4	0,20	0,98	36,3	0,95	10,2	0,98	2,2	0,96	14,6	C_4
5	Карбонатный конц-т Ис.	X_5	0,20	0,98	29,0	0,95	6,5	0,98	2,3	0,96	26	C_5
6	Шлак передельный	X_6	0,20	0,98	36,2	0,95	16,0	0,98	0,3	0,96	0,2	C_6
7	Шлам заводской	X_7	0,22	0,98	20,5	0,95	11,2	0,98	0,5	0,96	26	C_7
8	Шлам аглофабрики	X_8	0,22	0,98	25,6	0,95	9,7	0,98	2,4	0,96	19	C_8
9	Шлаковый песок	X_9	0,15	0,98	24,0	0,95	20	0,98	0,3	0,96	0,2	C_9
10	Концентрат импортный	X_{10}	0,05	0,98	49,0	0,95	5,0	0,98	6,0	0,96	15	C_{10}
11	Окисно-карбон. конц-т	X_{11}	0,17	0,98	30,4	0,95	9,0	0,98	2,7	0,96	21,4	C_{11}

Следует отметить, что добавка низкосортного концентрата при спекании агломерата первого сорта АМНВ-1 вызовет повышенный расход высокосортного марганцевого концентрата, а добавка высокосортного марганцевого концентрата при спекании АМНВ-2 (естественно при соблюдении пределов по марганцу) приведет к необходимости его разбавления марганцевым концентратом более низкого качества или окисдными отходами собственного производства. Количество присаживаемых отходов ограничено их наличием и технологической целесообразностью. Поэтому, нами введены следующие основные ограничения на доли компонентов в шихте, которые являются переменными величинами: концентрат Ис. – $0 \leq X_1 \leq 1,0$; концентрат Ис.Б – $0 \leq X_2 \leq 1,0$; Ис.П (с повышенным содержанием марганца) – $0 \leq X_3 \leq 1,0$; Ис.Н (с пониженным содержанием марганца) – $0 \leq X_4 \leq 1,0$; карбонатный

концентрат Іс. – $0 \leq X_5 \leq 0,5$; передельный шлак – $0 \leq X_6 \leq 0,5$; шлам заводской – $0 \leq X_7 \leq 0,15$; шлам аглоцеха – $0 \leq X_8 \leq 0,15$; шлаковый песок – $0 \leq X_9 \leq 0,15$; концентрат некондиционный – $0 \leq X_{80} \leq 1,0$; окисно-карбонатный – $0 \leq X_{11} \leq 0,5$. В случае необходимости пределы могут быть изменены.

В качестве параметра оптимизации, при получения агломерата с заданными пределами содержания марганца, принята стоимость исходной шихты и уравнение оптимизации будет иметь вид [10]:

$$Y_o = C_1X_1 + C_2X_2 + C_3X_3 + \dots + C_nX_n, \quad (2)$$

где $C_1 \dots C_n$ – цена единицы составного компонента (концентрат Іс., Іс. и т.д.); $X_1 \dots X_n$ – доли компонентов в шихте.

При решении этой задачи мы оперируем явными переменными (X_i), которые не отражают истинную картину процесса агломерации. В процессе агломерации происходит обжиг и плавление исходных материалов, удаляются летучие, влага гидратная, происходит улет ведущего элемента вместе с частицами пыли. Кроме того, добавка углеродистого восстановителя для ведения процесса агломерации приносит золу, которая изменяет массу твердого остатка после агломерации и его химический состав. Для расчета твердого остатка каждого компонента шихты, выраженного в виде оксидов, на основании многочисленных исследований [11] приняты следующие допущения. Марганец в агломерате присутствует в виде гаусманита Mn_3O_4 , фосфор в виде P_2O_5 , железо – Fe_2O_3 , а кремний в виде SiO_2 . Поэтому, с учетом выхода твердого остатка из каждого компонента при агломерации и степени перерхода (извлечения) ведущего элемента (марганца) в агломерат первая пара уравнений примет вид:

$$Y_1 = E_{B.П} - \frac{E_{21} \cdot \eta_{21}}{K_1} \cdot Z_1 - \dots - \frac{E_{21} \cdot \eta_{21}}{K_n} \cdot Z_n \geq 0, \quad (3)$$

$$Y_2 = E_{H.П} - \frac{E_{21} \cdot \eta_{21}}{K_1} \cdot Z_1 - \dots - \frac{E_{21} \cdot \eta_{21}}{K_n} \cdot Z_n \geq 0, \quad (4)$$

где $K_1 \dots K_n$ – коэффициент выхода твердого остатка в долях из 1-го и n-го компонента шихты, $Z_1 \dots Z_n$ – доля твердого остатка компонентов шихты в общей массе твердого остатка, получившегося после агломерации исходных оксидных компонентов.

Важными критериальными параметрами в расчете массы получаемого агломерата из исходных шихтовых материалов являются коэффициент выхода твердого спека из каждого i -го компонента шихты (K_i) и доля данного твердого спека в массе спеченного агломерата (Z_i), которые позволяют проводить как прямые расчеты на основании известных (планируемых) удельных норм

расхода шихтовых компонентов, так и обратные – с выходом на нормы расхода шихтовых компонентов.

Коэффициент выхода твердого остатка (спека) из i -го компонента шихты при агломерации определяется из выражения:

$$K_i = \frac{100 - \text{ППП}_i - \{[E_{\text{Mni}} \cdot 1,39(1 - \eta_{\text{Mni}}) + E_{\text{Pi}} \cdot 2,29(1 - \eta_{\text{Pi}}) + E_{\text{Fei}} \cdot 1,43(1 - \eta_{\text{Fei}}) + E_{\text{Sii}} \cdot 2,14(1 - \eta_{\text{Sii}})] + 0,03[100 - (E_{\text{Mni}} \cdot 1,39 + E_{\text{Pi}} \cdot 2,29 + E_{\text{Fei}} \cdot 1,43 + E_{\text{Sii}} \cdot 2,14 + \text{ППП}_i)]\}}{100}, \quad (5)$$

где ППП_i – потери при прокаливании i -го компонента шихты; E_{Mni} , E_{Pi} , E_{Fei} , E_{Sii} – содержание соответственно Mn, P, Fe и Si в i -том компоненте шихты, %; η_{Mni} , η_{Pi} , η_{Fei} , η_{Sii} – извлечение соответственно Mn, P, Fe и Si в агломерат из i -того компонента шихты, доли единиц; 1,39; 2,29; 1,43; 2,14 – коэффициенты пересчета образования оксидов Mn_3O_4 , P_2O_5 , Fe_2O_3 , SiO_2 из соответствующих элементов Mn, P, Fe, Si.

Одним из условий решения соответствующей системы уравнений будет:

$$Z_1 + Z_2 + Z_3 + \dots + Z_n = 1$$

Однако, для выхода на реальные компоненты нахождения области допустимых решений для явных переменных ($Z_1 - Z_n$) недостаточно. Необходимо перейти к их эквивалентам в виде долей сырых исходных компонентов, которая определяется из выражения:

$$X_i = \frac{Z_i}{K_i \cdot \sum_{i=1}^n \left(\frac{Z_i}{K_i} \right)}. \quad (6)$$

При этом уравнение минимизации стоимости аглошихты с учетом K_i и Z_i можно представить в виде:

$$Y_o = \frac{C_1 Z_1}{K_1} + \frac{C_2 \cdot Z_2}{K_2} + \frac{C_3 Z_3}{K_3} + \dots + \frac{C_n Z_n}{K_n} \quad (7)$$

Масса спека i -того компонента в общей массе агломерата равной 1000 кг:

$$G_{oi} = 1000 \cdot Z_i, \text{ кг}. \quad (8)$$

Суммарная масса твердых остатков (спеков) из рудных компонентов:

$$\sum G_o = \sum_{i=1}^n G_{oi}, \text{ кг}. \quad (9)$$

Масса агломерата с учетом золы коксовой мелочи:

$$G_A = \frac{\sum G_{oi}}{0,985}, \text{ кг}, \quad (10)$$

где 0,985 – коэффициент, учитывающий увеличение массы агломерата за счет твердого остатка переходящего из золы коксовой мелочи (принятый из практики спекания агломерата).

Удельный расход исходного i -того компонента аглошихты при получении натуральной тонны агломерата (на сухую массу):

$$G_{Ni} = \frac{G_{Oi}}{K_i \cdot G_A} \cdot 10^3, \text{ кг/т.} \quad (11)$$

Содержание марганца в агломерате:

$$E_{2A} = \frac{\sum_{i=1}^n G_{Ni} \cdot E_{2i} \cdot \eta_{2i}}{1000}, \%, \quad (12)$$

Содержание j -го оксида в агломерате спеченного из i -ых компонентов шихты описывается выражением:

$$E_{j_{окс}}^j = \sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{ji} \cdot \eta_{ji} \cdot R_j) / 10^3, \%, \quad (13)$$

где R – коэффициент пересчета элемента в оксидную фазу (соответственно 1,39, 2,29, 1,43, 2,14 для оксидов Mn_3O_4 , P_2O_5 , Fe_2O_3 , SiO_2). При расчете развернутого состава агломерата с учетом оксидов Al_2O_3 , CaO , MgO , R_2O коэффициент R для них не учитывается, т.к. в исходных компонентах аглошихты уже учитывается их содержание в оксидной форме.

Выражения для расчета содержаний элементов и оксидов в агломерате приведены ниже, %:

$$E_{1A} = \frac{\sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{1i} \cdot \eta_{1i})}{10^3}; \quad (14)$$

$$E_{5A} = \frac{\sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{5i} \cdot \eta_{5i})}{0,9975 \cdot 10^3}; \quad (18)$$

$$E_{2A} = \frac{\sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{2i} \cdot \eta_{2i})}{10^3}; \quad (15)$$

$$E_{6A} = \frac{\sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{6i} \cdot \eta_{6i})}{0,9995 \cdot 10^3}; \quad (19)$$

$$E_{3A} = 2,14 \frac{\sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{3i} \cdot \eta_{3i})}{0,995 \cdot 10^3}; \quad (16)$$

$$E_{7A} = \frac{\sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{7i} \cdot \eta_{7i})}{10^3}; \quad (20)$$

$$E_{4A} = \frac{\sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{4i} \cdot \eta_{4i})}{0,998 \cdot 10^3}; \quad (17)$$

$$E_{8A} = \frac{\sum_{i=1}^n (G_{Ni} \cdot E_{8i} \cdot \eta_{8i})}{10^3}. \quad (21),$$

где E_{1A} , E_{2A} , E_{3A} , E_{4A} , E_{5A} , E_{6A} , E_{7A} , E_{8A} – расчетное содержание элементов и оксидов в агломерате соответственно P, Mn, SiO_2 , Fe, Al_2O_3 , CaO , MgO , R_2O ; 2,14 – коэффициент пересчета элемента кремния в оксид SiO_2 ; 0,995; 0,998; 0,9975; 0,9995 – коэффициент, учитывающие переход оксидов из золы коксовой мелочи в агломерат соответственно SiO_2 , FeO, Al_2O_3 , CaO .

Основность агломерата рассчитывается по выражению:

$$B_A = \frac{\%CaO + \%MgO}{\%SiO_2} = \frac{\%E_{6A} + \%E_{7A}}{\%E_{3A}}. \quad (22)$$

Приведенные выше выражения позволяют проводить расчеты прогнозируемых составов агломератов различных марок (АМНВ-1, АМНВ-2, АМНШ и др.) на основе стоимостной оптимизации шихты.

Стоимость аглошихты, состоящей из исходных сырых компонентов (нат.т.), определяется из уравнения:

$$S_{III} = \sum_{i=1}^n G_{Ni} \cdot C_i \cdot 10^{-3}, \text{ грн.} \quad (23)$$

Таким образом, разработаны алгоритмы и программы расчета развернутых прогнозируемых химических составов марганцевых агломератов различных сортов на основе исходных параметров и созданной в работе математической модели. Программа позволяет производить расчеты содержания в агломерате как чистых элементов (%% Mn, Fe, P), так и оксидных компонентов (%% SiO₂, Al₂O₃, CaO, MgO, R₂O) исходя из выполнения соответствующего условия $\sum_{i=1}^n E_{iA} = 100\%$.

Скорректированная математическая модель процесса агломерации с учетом определяющего критериального параметра – выхода твердого спека из каждого компонента аглошихты и в целом получения твердой массы агломерата позволило разработать соответствующую программную систему для поддержки принятия решений по оптимизации состава аглошихты в конкретных ситуациях с учетом максимального использования техногенных материалов, образующихся на предприятии.

При моделировании варьировали как переменными величинами граничных пределов, так и значениями, принимаемых в расчете величин технологических параметров и показателей. Разработанный алгоритм позволяет находить компромиссные решения при варьировании долевым соотношением шихтовых компонентов в аглошихте их химическим составом, выходом твердого остатка из каждого компонента шихты и в целом – конечного спека агломерата при выполнении основного условия – нахождения области допустимых решений.

Выводы

В целом, математическая модель позволяет разработать программную систему, с помощью которой становится возможным проводить комплекс оперативных расчетов, включающих стоимостную оптимизацию состава шихты при широком аспекте компромиссных корректировочных решений в конкретных производственных ситуациях.

Полученные в работе результаты могут быть использованы при разработке программной системы поддержки принятия решения по оперативному управлению процессом агломерации в производственных условиях ПАО «Никопольский завод ферросплавов».

ЛИТЕРАТУРА

1. Гасик М.И. Марганец. - М.: Металлургия, 1994. - 608 с.
2. Гасик М.И., Лякишев Н.П. Теория и технология электрометаллургии ферросплавов. - М.: СП «Интермет-Инжиниринг», 1999. - 764 с.
3. Гасик М.И., Пройдак Ю.С., Гладышевский Р.Е. Гладких В.А., Рубан А.В., Кривенко О.В. Структурные исследования шлака ферросиликомарганца с целью его вовлечения в ферросплавное производство // Материалы VIII ежегодной Международной научно-технической конференции «Ключевые аспекты развития электрометаллургической отрасли», 19-20 апреля 2018, Киев, 2018г. – С.124-129.
4. Статистический анализ технологии выплавки высокоуглеродистого ферромарганца с использованием марганцевого сырья ЮАР / Гладких В.А., Дедов Ю.Б., Михалев А.И., Лысенко В.Ф., Лысый Д.А. // Сталь, 2001, №7, - С.400-43.
5. Оптимизация состава многокомпонентной шихты углеродовосстановительной плавки ферросплавов / Гасик М.И., Гладких В.А., Михалев А.И. и др. // Электрометаллургия, 1999, № 3. – С.35-40.
6. Державний стандарт України. Ферросиликомарганець. ДСТУ 3548-97. Держстандарт України, 1998. Київ. 11 с.
7. Рубан А.В., Гладких В.А. Исследование процесса выплавки ферросиликомарганца с применением отсеков фракционирования высокоуглеродистого ферромарганца / Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. - №6. – С. 24-28.
8. Исследование технологии металлургического передела шлакового песка / В.А. Гладких, В.Ф. Лысенко, И.П. Рогоачев и др. // Металлургия и коксохимия. – К.: Техника, 1983, вып.81. – С. 53-60.
9. Пути утилизации некондиционных марганецсодержащих материалов / И.П. Рогоачев, А.Н. Овчарук, Б.Ф. Величко и др. – М.: Черметинформация, 1986, вып.3. 24с.
10. Хазан Г.Л. Поиск компромиссов при расчете оптимальной многокомпонентной шихты для металлургического расплава. // Расплавы, 1994, №1. - С.67-72.
11. Оптимизация параметров процессов ферросплавного производства с использованием методов нечетного вывода / А.И. Михалев, Н.В. Лысая, Д.А. Лысый, В.А. Гладких, В.Ф. Лысенко. – Днепропетровск: ГНПП «Системные технологии», 2008. – 130 с.

REFERENCES

1. Gasik M.I. Marganets. - M.: Metallurgiya, 1994. - 608 s.
2. Gasik M.I., Lyakishev N.P. Teoriya i tehnologiya elektrometallurgii ferrosplavov. - M.: SP «Intermet-Inzhiniring», 1999. - 764 s.

3. Gasik M.I., Proydak Yu.S., Gladyshevskiy R.E. Gladkih V.A., Ruban A.V., Krivenko O.V. Strukturnye issledovaniya shlaka ferrosilikomargantsa s tselyu ego vovlecheniya v ferrosplavnoe proizvodstvo // Materialy VIII ezhegodnoy Mezhdunarodnoy nauchno-tehnicheskoy konferentsii «Klyuchevyye aspekty razvitiya elektrometallurgicheskoy otrasli», 19-20 aprelya 2018, Kiev, 2018g. – S.124-129.
4. Statisticheskyy analiz tehnologii vyiplavki vyisokouglerodistogo ferromargantsa s ispolzovaniem margantseвого syr'ya YuAR / Gladkih V.A., Dedov Yu.B., Mihalev A.I., Lyisenko V.F., Lyisyiy D.A. // Stal, 2001, #7, - S.400-43.
5. Optimizatsiya sostava mnogokomponentnoy shihtyi uglerodovosstanovitel'noy plavki ferrosplavov / Gasik M.I., Gladkih V.A., Mihalev A.I. i dr. // Elektrometallurgiya, 1999, # 3. – S.35-40.
6. Derzhavniy standart UkraYini. Ferrosillkomarganets. DSTU 3548-97. Derzhstandart UkraYini, 1998. KiYiv. 11 s.
7. Ruban A.V., Gladkih V.A. Issledovanie protsessa vyiplavki ferrosilikomargantsa s primeneniem otseviv fraktsionirovaniya vyisokouglerodistogo ferromargantsa / Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost. – 2015. - #6. – S. 24-28.
8. Issledovanie tehnologii metallurgicheskogo peredela shlakovogo peska / V.A. Gladkih, V.F. Lyisenko, I.P. Rogachev i dr. // Metallurgiya i koksohimiya. – K.: Tehnika, 1983, vyip.81. – S. 53-60.
9. Puti utilizatsii nekonditsionnykh marganetssoederzhashchikh materialov / I.P. Rogachev, A.N. Ovcharuk, B.F. Velichko i dr. – M.: Chernetinformatsiya, 1986, vyip.3. 24s.
10. Hazan G.L. Poisk kompromissov pri raschete optimal'noy mnogokomponentnoy shihtyi dlya metallurgicheskogo rasplava. // Rasplavy, 1994, #1. - S.67-72.
11. Optimizatsiya parametrov protsessov ferrosplavnogo proizvodstva s ispolzovaniem metodov nechetnogo vyivoda / A.I. Mihalev, N.V. Lysaya, D.A. Lyisyiy, V.A. Gladkih, V.F. Lyisenko. – Dnepropetrovsk: GNPP «Sistemnyie tehnologii», 2008. – 130 s.

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ УГЛЕРОДОТЕРМИЧЕСКОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ ХРОМИТА ЖЕЛЕЗА

Аннотация. В работе выполнен термодинамический анализ основных реакций в системах Cr-O-C и Cr-Fe-O-C, протекающих с образованием металлической и карбидной фаз различного состава. Определены температуры начала восстановления хромита Cr_2FeO_4 в условиях образования металлического продукта и карбидов при использовании в качестве восстановителей твердого углерода, карбида железа и карбида хрома. Подтверждена гипотеза о последовательности восстановления железа и хрома из хромита при температурах, исключающих появление жидких фаз. Предложена вероятная схема формирования металлической и карбидной фаз. Выполнено термодинамическое моделирование углеродотермического восстановления хромита железа при различном соотношении O/C, а также при введении в систему дополнительно Fe_3O_4 и Cr_2O_3 .

Ключевые слова: хромит железа, восстановление, карбиды, углерод, термодинамическое моделирование.

Annotation. A thermodynamic analysis of the main reactions in the Cr-O-C and Cr-Fe-O-C systems, occurring with the formation of metal and carbide phases of different composition, was performed. The temperatures for the onset of the reduction of Cr_2FeO_4 chromite were determined under the conditions for the formation of a metal product and carbides when solid carbon, iron carbide and chromium carbide are used as reducing agents. The hypothesis of the sequence of the reduction of iron and chromium from chromite at temperatures precluding the appearance of liquid phases was confirmed. A probable scheme for the formation of metal and carbide phases is proposed. Thermodynamic modeling of the carbon-thermal reduction of iron chromite was performed at different O/C ratios, as well as with the addition of Fe_3O_4 and Cr_2O_3 to the system.

Keywords: iron chromite, reduction, carbides, carbon, thermodynamic modeling.

Постановка проблемы

Физико-химические особенности восстановления хромита железа были предметом многих исследований [1-5], однако до настоящего времени нет единого представления как о механизме процесса, так и его физико-химических закономерностях. В большей степени это касается твердофазного восстановления, целью которого является получение губчатых лигатур. Сложность термодинамического анализа такого процесса заключается в его многовариантности. В зависимости от условий реализации процесса конечные продукты восстановления могут иметь различный фазовый и химический состав.

Химический и минералогический состав хромовой руды весьма разнообразен, что предопределяет сложную и многостадийную технологию ее переработки, которая сопровождается различными физико-химическими превращениями.

Хромит железа – Cr_2FeO_4 является основным хромсодержащим минералом хромовой руды. Хромит железа имеет сложную кристаллографическую структуру и не менее сложную структуру химических связей внутри молекулы. В литературе нет достоверных данных о закономерностях изменения кристаллографических характеристик шпинели в процессе ее восстановления, что также усложняет термодинамический анализ восстановления Cr_2FeO_4 .

Анализ последних исследований

По литературным сведениям и результатам наших исследований [1, 6-8] углеродотермическое восстановление хромита железа осуществляется по двухзвенному механизму А.А. Байкова. Восстановление с участием газовой фазы в значительной мере зависит также и от газопроницаемости кусков [9]. Для мелкокристаллических руд, представляющих собой зерна хромита, вкрапленные в рыхлую вмещающую породу, восстановление протекает по всему объему. Аналогичные результаты также были получены [10]. Многие исследователи придерживаются мнения о последовательном восстановлении железа и хрома из хромита Cr_2FeO_4 . Проведенный нами термодинамический анализ углеродотермического и комплексного восстановления хромовой руды [11], подтверждают данную гипотезу.

Цель исследования

Целью данной работы является термодинамический анализ закономерностей восстановления хромита железа углеродом при температурах, исключающих появление жидких фаз.

Основной материал исследования

При восстановлении Cr_2FeO_4 углеродом первым восстанавливается железо по реакции $\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + \text{CO} = \text{Fe} + \text{Cr}_2\text{O}_3 + \text{CO}_2$. Расчет равновесной концентрации CO_2 показал изменения от 0,56% при 900°C до ~1,5% при 1350°C. Газовая фаза более чем на порядок обедняется диоксидом углерода по сравнению с реакцией $\text{FeO} + \text{CO} = \text{Fe} + \text{CO}_2$.

Этот сдвиг сохраняется и в случае образования карбида железа $\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 5/3\text{CO} = 1/3\text{Fe}_3\text{C} + \text{Cr}_2\text{O}_3 + 4/3\text{CO}_2$. Для указанных выше температур равновесный % CO_2 составляет 0,88 и ~0,6%, соответственно.

Полное восстановление хромита железа можно представить реакцией $1/4 \text{Cr}_2\text{FeO}_4 + \text{CO} = 1/4\text{Fe} + 1/2\text{Cr} + \text{CO}_2$, при этом равновесная концентрация диоксида углерода при тех же температурах снижается до ~0,02 и 0,20%. В случае образования карбида хрома Cr_3C_2 состав газовой фазы по CO_2 составляет ~0,27% при 900°C и 0,32% при 1350°C. Наконец, в случае образования двух карбидов Cr_3C_2 и Fe_3C равновесная концентрация CO_2 – 0,32 и 0,28% при 900 и 1350°C, соответственно. Полученные результаты расчета равновесного состава газа для интервала температур 1173-1673 представлены на рисунке 1. Анализ полученных данных свидетельствует о достаточно близкой восстановимости хрома и железа, что создает предпосылки для параллельного восстановления железа и хрома из сложного оксидного соединения. Вероятнее всего это может иметь место на завершающей стадии восстановления железа.

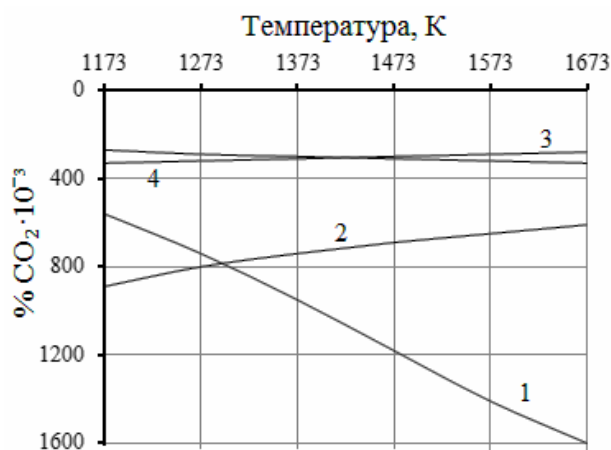


Рисунок 1 - Равновесный состав газовой фазы для реакций восстановления хромита железа:

- 1 - $\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + \text{CO} = \text{Fe} + \text{Cr}_2\text{O}_3 + \text{CO}_2$;
- 2 - $\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 5/3\text{CO} = 1/3\text{Fe}_3\text{C} + \text{Cr}_2\text{O}_3 + 4/3\text{CO}_2$;
- 3 - $1/4 \text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 11/6\text{CO} = 1/12\text{Fe}_3\text{C} + 1/6\text{Cr}_3\text{C}_2 + 17/12\text{CO}_2$;
- 4 - $1/4 \text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 5/3\text{CO} = 1/4\text{Fe} + 1/6\text{Cr}_3\text{C}_2 + 4/3\text{CO}_2$

Сделанный вывод подтверждается температурами начала восстановления (T_n) Cr_2FeO_4 углеродом. Расчет T_n можно осуществить с достаточной точностью при малых концентрациях CO_2 в газовой фазе на основе соотношения $T_n = \Delta H^0 / (\Delta S^0 - R \cdot \ln K)$. При необходимости для различных значений $\alpha = P_{\text{CO}} + P_{\text{CO}_2}$ расчет может быть выполнен по методике, описанной в [12].

В отсутствие растворов для реакций углеродотермического восстановления хромита железа $K = P_{\text{CO}}$, где P_{CO} , в свою очередь, практически равно общему давлению углеродсодержащих газов α . При условии $\alpha = P_{\text{CO}} + P_{\text{CO}_2} = 1$ для различных реакций в рассматриваемой системе T_n представлены в таблице 1.

Таблица 1

Температуры начала восстановления Cr_2FeO_4 углеродом при $\alpha = 1$

Уравнение реакции	$T_n, ^\circ\text{C}$
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 1/2\text{C} = 1/2\text{Fe} + 1/2\text{Cr}_2\text{O}_3 + 1/2\text{CO}$	1306
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 4/6\text{C} = 1/6\text{Fe}_3\text{C} + 1/2\text{Cr}_2\text{O}_3 + 1/2\text{CO}$	1302
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 8/3\text{C} = 1/2\text{Fe} + 1/3\text{Cr}_3\text{C}_2 + 2\text{CO}$	1372
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 17/6\text{C} = 1/6\text{Fe}_3\text{C} + 1/3\text{Cr}_3\text{C}_2 + 2\text{CO}$	1371
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 17/7\text{C} = 1/2\text{Fe} + 1/7\text{Cr}_7\text{C}_3 + 2\text{CO}$	1387
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 109/42\text{C} = 1/6\text{Fe}_3\text{C} + 1/7\text{Cr}_7\text{C}_3 + 2\text{CO}$	1386
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 1/2\text{Fe}_3\text{C} = 2\text{Fe} + 1/2\text{Cr}_2\text{O}_3 + 1/2\text{CO}$	1322
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 8/3\text{Fe}_3\text{C} = 17/2\text{Fe} + 1/3\text{Cr}_3\text{C}_2 + 2\text{CO}$	1398
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 17/7\text{Fe}_3\text{C} = 109/14\text{Fe} + 1/7\text{Cr}_7\text{C}_3 + 2\text{CO}$	1412
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 2\text{Fe}_3\text{C} = 13/2\text{Fe} + \text{Cr} + 2\text{CO}$	1502
$1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 34/10\text{Cr}_3\text{C}_2 = 1/2\text{Fe} + 16/10\text{Cr}_7\text{C}_3 + 2\text{CO}$	1548

Каждую из приведенных реакций можно представить как совокупность реакций косвенного восстановления Cr_2FeO_4 и газификации $\text{C}_{\text{тв}}$ (или карбидов) углекислым газом $\text{C} + \text{CO}_2 = 2\text{CO}$, для которой равновесный состав газовой фазы рассчитывается по известному уравнению $\% \text{CO} = 50 \cdot K_{10} / P \cdot \left[\sqrt{1 + 4 \cdot P / K_{10}} - 1 \right]$.

Результаты расчета представлены на рисунке 2. Полученные данные позволяют проанализировать фазовые превращения при восстановлении Cr_2FeO_4 углеродом с термодинамической точки зрения.

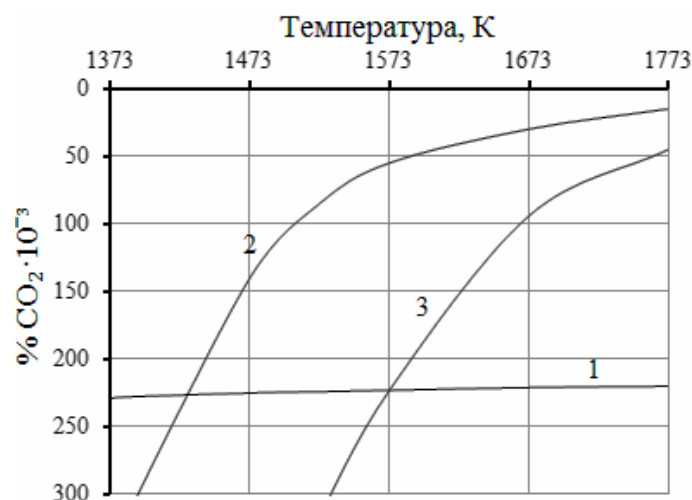
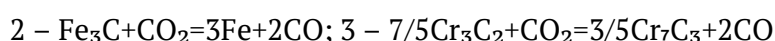
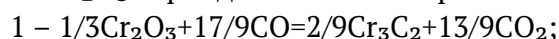


Рисунок 2 - Области устойчивого существования различных фаз при восстановлении Cr_2O_3 карбидами железа и хрома:



Наряду с твердым углеродом в роли восстановителя могут выступать карбиды. Например, для реакции восстановления оксида хрома карбидом железа $1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 8/3\text{Fe}_3\text{C} = 17/2\text{Fe} + 1/3\text{Cr}_3\text{C}_2 + 2\text{CO}$ температура начала

восстановления при общем давлении 1 составляет 1398K. В случае восстановления оксида хрома высшим карбидом хрома $1/2\text{Cr}_2\text{FeO}_4 + 17/7\text{Cr}_3\text{C}_2 = 109/14\text{Fe} + 1/7\text{Cr}_7\text{C}_3 + 2\text{CO}$ высокая химическая прочность Cr_3C_2 обуславливает значительный рост T_n до ~1548K. Полученные T_n близки к результатам, полученным авторами [13].

Однако в указанной выше схеме не учтена возможность образования сложных карбидов за счет изоморфного замещения атомов хрома в решетке карбидов хрома атомами железа, что, вероятно, изменит термодинамику процесса. Следует подчеркнуть, что вовлечение карбидов в восстановление оксидных фаз создает возможность обезуглероживания получаемой железохромистой лигатуры.

Таким образом, T_n и равновесный состав газовой фазы служат подтверждением последовательности восстановления железа и хрома. Это справедливо при изотермическом и неизотермическом режимах процесса. Равновесный состав газовой фазы и относительно невысокие температуры при восстановлении оксидов железа будут термодинамически запрещать восстановление хрома. Однако при восстановлении хромита железа четкая последовательность превращений теряется, что обусловлено сложностью химических связей в молекуле Cr_2FeO_4 . Полученные термодинамические данные свидетельствуют о весьма близкой вероятности получения на первом этапе, как чистого железа, так и Fe_3C . В пользу карбида свидетельствует наличие в шихте свободного углерода на момент появления железа. Вместе с тем, $\text{C}_{\text{тв}}$ и Fe_3C как восстановители по отношению к различным оксидам термодинамически весьма близки. Исходя из сказанного можно предположить, что образовавшееся $\text{Fe}_{\text{мет}}$ проходит процесс науглероживания, достигая предельного значения, превращается в карбид Fe_3C по реакции: $\text{Fe}_{\text{нас.С}} + \text{C} = \text{Fe}_3\text{C}$, которая термодинамически разрешена выше ~1063K. Таким образом, на начальном этапе восстановления в анализируемой системе, кроме исходных компонентов шихты, могут образоваться Fe и Fe_3C . Образующийся цементит может участвовать в процессе восстановления практически равноправно со свободным углеродом, однако строго термодинамически в области умеренных температур более предпочтителен $\text{C}_{\text{тв}}$.

При достижении условий начала восстановления хрома в системе, кроме частично восстановленного хромита и углерода, присутствуют $\text{Fe}_{\text{нас.С}}$ и/или Fe_3C . Процесс может развиваться по трем гипотетически возможным схемам:

а) образующиеся атомы хрома растворяются в $\text{Fe}_{\text{нас.С}}$, в результате формируется совместный металлический раствор;

б) атомы хрома по механизму замещения легируют цементит, образуя фазу M_3C ;

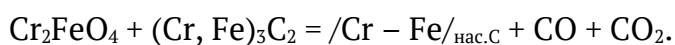
в) восстановленные атомы хрома образуют карбиды в последовательности $Cr_{23}C_6 \rightarrow Cr_7C_3 \rightarrow Cr_3C_2$, которые могут растворять атомы железа (на разных стадиях), либо взаимодействовать с карбидом железа по более сложной схеме.

Не может быть исключен и вариант параллельной реализации указанных схем. Хром обладает большим сродством к углероду, чем железо, т.е. является более сильным карбидообразующим элементом и вероятнее, что на базе именно карбида хрома формируется карбид $(Cr,Fe)_nC_m$. Однако, при наличии в системе карбида железа атомы хрома могут легировать его, образуя карбид $(Fe, Cr)_3C$. До настоящего времени нет единого мнения о растворимости хрома в цементите. По мнению [14,15] эта величина составляет 20 масс. %. Авторами [16] отмечается, что в цементите может растворяться до 18 % (ат.) Cr, что соответствует 21,18 масс. %. Нет однозначного мнения о существовании карбида Fe_7C_3 .

Не следует исключить возможность довосстановления оставшегося железа параллельно с восстановлением хрома, т.е. наложение этих процессов. В этом случае при наличии в системе $C_{тв}$ запускается процесс формирования сложного карбида через образование $Cr_{23}C_6$ до $(Cr,Fe)_{23}C_6$. Учитывая, что скорость диффузии углерода выше, чем хрома, $Cr_{23}C_6$ превращается в Cr_7C_3 и в высший карбид при условии достаточного количества углерода в системе. Таким образом, углерод расходуется на восстановление и на карбидообразование. Термодинамически более предпочтителен процесс карбидообразования по реакции: $Cr_{23}C_6 + C = Cr_7C_3$ и далее до высшего карбида. Весьма сложно предположить, как эти превращения будут коррелироваться с формированием сложного карбида. Вероятность какого-либо варианта может быть оценена только при наличии термохимических данных для сложных карбидов.

Дефицит углерода при восстановлении Cr_2FeO_4 меняет термодинамическую картину процесса. На определенной стадии процесса, когда углерод полностью израсходован, функции твердого восстановителя переходят к карбиду $(Cr,Fe)_3C_2$. Вероятно, газификация такого карбида на начальном этапе связана с потерей углерода, связанного с железом, т.к. хром имеет более сильное сродство к углероду. Об этом косвенно свидетельствуют T_n и равновесный состав газовой фазы для углекислотной газификации Fe_3C и Cr_3C_2 . Потеря карбидом углерода и части железа приводит к перестройке его решетки и трансформации в $(Cr_{1-x},Fe_x)_7C_3$, который имеет большее соотношение

Cr/Fe. Для тригонального карбида, вероятно, газификация также сопровождается потерей железа и перестройкой его в $(Cr_{1-y},Fe_y)_{23}C_6$ с дальнейшим повышением Cr/Fe. На завершающей стадии $(Cr_{1-y},Fe_y)_{23}C_6$ трансформируется в раствор /Cr-Fe/, насыщенный углеродом. Не следует исключать вероятность формирования тройных карбидов, например, за счет атомов Ni, образовавшихся в процессе восстановления сопутствующих компонентов шихты. Таким образом, приведенная физико-химическая модель трансформации карбида в ходе углеродотермического восстановления хромита железа является звеном газификации твердого восстановителя. Второе звено – восстановление Cr_2FeO_4 сложным карбидом, которое можно условно представить схемой



Организация углеродотермического восстановления хромита железа возможно при различных соотношениях O/C = 4...0,7. Результаты термодинамического моделирования некоторых возможных вариантов процесса представлены на рисунке 3.

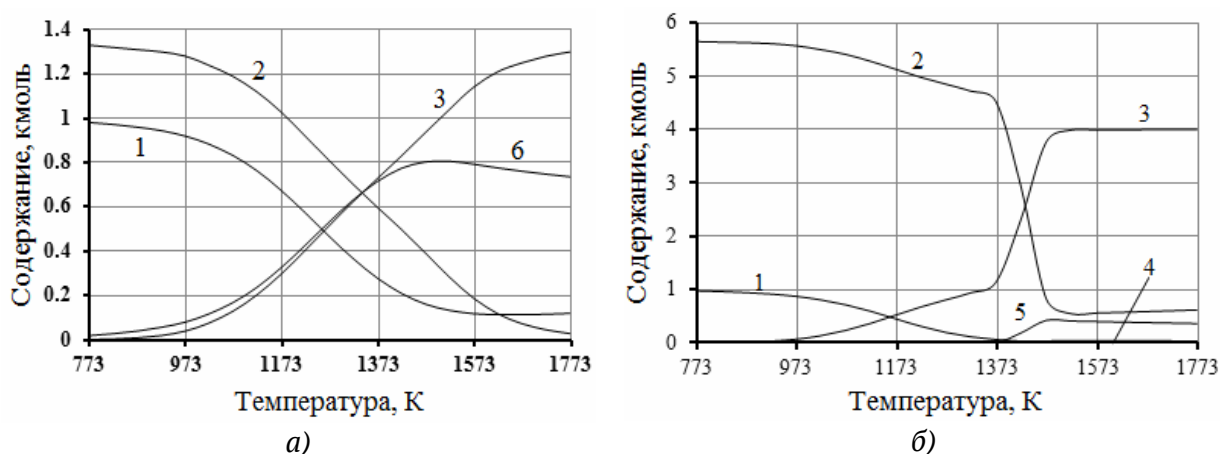


Рисунок 3 - Термодинамическое моделирование углеродотермического восстановления Cr_2FeO_4 в системах:

а – $(Cr_2FeO_4 + 4/3C)$; б – $(Cr_2FeO_4 + 17/3C)$: 1 – Cr_2FeO_4 ; 2 – C; 3 – CO;
4 – Fe_3C ; 5 – Cr_3C_2 ; 6 – Cr_2O_3

Таким образом, именно соотношение O/C при постоянстве Cr/Fe и температуры главным образом определяет фазовый состав продукта. Расчетные данные значений энергий Гиббса для реакций восстановления с соотношением O/C = 4...3 показали практически равную термодинамическую вероятность их протекания до температуры ~1393K, т.е. до температуры начала восстановления хрома. При повышении температуры более вероятны реакции с соотношением O/C = 1...0,7, также с близкими значениями ΔG^0 . Таким образом, могут быть определены термодинамические условия

углеродотермического восстановления Cr_2FeO_4 с целью получения лигатуры с низким содержанием углерода.

По результатам исследований комплексного восстановления окалины высокохромистой стали, выполненных [17,18], губчатую лигатуру с $\text{C} \leq 0,15\%$ получали при $\text{O/C} \geq 1,95$ и температуре 1573K. Введение в шихту NiO для получения Fe-Cr-Ni лигатуры изменяет соотношение $\text{O/C} \sim 2,2...2,3$ при том же содержании углерода. Исследования касались получения лигатуры с содержанием хрома до 20%. Повышение содержания хрома в лигатуре требует уменьшения соотношения O/C , что приводит к образованию карбидов из-за высокого сродства хрома к углероду. Однако такие исследования о влиянии соотношения Cr/Fe в шихте на уровень углерода в конечном продукте не проводились. При углеродотермическом восстановлении остаточное содержание углерода в лигатуре при одинаковых условиях, вероятно, будет выше, чем при комплексном восстановлении, однако это требует дополнительной проверки.

Вносимый в систему углерод расходуется на взаимодействие с кислородом, образование карбидов, а также на формирование углеродного потенциала равновесной газовой фазы. Повышение углерода в системе приводит к увеличению доли карбидов и изменению их морфологии. Формальное термодинамическое моделирование показывает, что при $\text{O/C} \geq 3$ практически весь углерод расходуется на восстановление железа и превращение его в карбид Fe_3C . Повышение углерода в шихте и температуры запускает реакции восстановления хрома и формирование сложных карбидов. По результатам авторов [17, 18], а также нашим расчетам, восстановление хромита до чистых металлов (раствора $\text{Fe-Cr}_{\text{нас.С}}$) возможно при определенном значении температуры, O/C и Cr/Fe .

При соотношении $\text{O/C} = 3$ (рис. 3, а) содержания Cr_2FeO_4 (кр.1) и Cr_2O_3 (кр.6) изменяются в противоположном направлении. Повышение температуры $> 1473\text{K}$ приводит к снижению содержания оксида хрома, равно как и углерода, что свидетельствует о предпочтительности восстановления хрома из его оксида перед восстановлением хромита. При соотношении $\text{O/C} = 0,7$ (рис. 3, б) значительно меняется картина процесса. При повышении температуры более $\sim 1373\text{K}$ наблюдается возрастание карбида Cr_3C_2 при резком снижении углерода. При этой же температуре возрастает содержание карбида Fe_3C , проходя при $\sim 1520\text{K}$ через максимум, хотя и остается на очень низком уровне ($\sim 0,04$ кмоль). Дальнейшее повышение температуры не приводит к какому-либо изменению

компонентов, что вероятно связано с переходом к иной схеме протекания процесса. Дальнейшее снижение О/С кардинально не меняет термодинамическую картину процесса, изменяя только количественные показатели.

Введение в исходную шихту дополнительно Cr_2O_3 либо Fe_3O_4 , т.е. изменение соотношения Cr/Fe, меняет термодинамическую картину. Введение в шихту дополнительного Cr_2O_3 показывают весьма близкую картину к процессу восстановления хромита железа без дополнительного Cr_2O_3 (рис. 3, б), однако максимальное количество карбида хрома Cr_3C_2 достигается при меньшей температуре, что вероятно связано с наличием в системе свободного оксида хрома Cr_2O_3 . Увеличение количества карбида Cr_3C_2 коррелируется с расходом углерода и возрастанием СО. Следует также отметить, что восстановление Fe в значительной степени реализуется на начальной стадии, тогда как Cr появляется при более высоких температурах. Таким образом, подтверждается гипотеза о раздельном восстановлении железа и хрома.

Термодинамическое моделирование при введении в шихту дополнительного количества Fe_3O_4 показывает схожую картину к процессу с соотношением О/С = 0,7, но имеются некоторые отличия. Главным образом это касается характера расхода углерода, восстановления Cr_2O_3 и температурных условий формирования карбидной фазы, а также более четкого разделения восстановления железа и хрома. Однако наблюдается определенное наложение одновременного восстановления железа и хрома при более высоких температурах.

Выводы

1. Получила подтверждение гипотеза о последовательности углеродотермического восстановления железа и хрома из хромита железа, как при участии углерода, так и при восстановлении карбидами.

2. Определены температуры начала восстановления хромита Cr_2FeO_4 в условиях образования металлического продукта и карбидов при использовании в качестве восстановителей твердого углерода, карбида железа и карбида хрома при условии $\alpha = P_{\text{CO}} + P_{\text{CO}_2} = 1$. На основе анализа термодинамических особенностей восстановления хромита, а также расчета равновесного состава газов в исследованной системе предложены вероятные схемы формирования металлической и карбидной фаз.

3. Выполнено термодинамическое моделирования углеродотермического восстановления хромита железа при различном отношении O/C, а также при введении в систему дополнительных количеств Fe_3O_4 и Cr_2O_3 .

Вместе с тем, без комплексного исследования процесса твердофазного восстановления Cr_2FeO_4 практически невозможно установить последовательность фазовых и химических превращений в системе Cr-Fe-C-O, поэтому на следующем этапе исследований необходимо оценить кинетические особенности процесса, а также проанализировать закономерности формирования твердых фаз.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гасик М.И. Теория и технология производства ферросплавов / М.И. Гасик, Н.П. Лякишев, Б.И. Емлин. – М.: Металлургия, 1988. – 784 с.
2. Лисняк С.С. Поведение хромитов при нагревании в восстановительной и окислительных газовых средах / С.С. Лисняк, А.М. Беликов, А.Н. Морозов // Огнеупоры. – 1962. – № 9. – С. 417-420.
3. Исследование взаимодействия окислов тугоплавких металлов с углеродом / В.П. Елютин, Ю.А.Павлов, В.П.Поляков, С.Б.Шеболдаев //Физическая химия окислов. – М.: Наука, 1971. – С.66-76.
4. Теоретические основы процессов производства углеродистого феррохрома из уральских руд / В.П. Чернобровин, И.Ю. Пашкеев, Г.Г. Михайлов и др. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2004. – 346 с.
5. Исследование восстановления хромита железа углеродом / А.В. Сенин, В.П. Чернобровин, Г.Г. Михайлов и др. // Сталь. – 2004. – № 11. – С. 41-45.
6. Симонов В.К. Термодинамический анализ и особенности механизма твердофазного восстановления Cr_2O_3 углеродом. Часть 1/ Симонов В.К., Гришин А.М. // Электрометаллургия. – 2012. – №9. – С.21-26.
7. Симонов В.К. Термодинамический анализ и особенности механизма твердофазного восстановления Cr_2O_3 углеродом. Часть 2/ Симонов В.К., Гришин А.М. // Электрометаллургия. – 2012. – №10. – С.13-18.
8. Рощин В.Е. Механизм и последовательность восстановления металлов в решетке хромшпинелида / В.Е. Рощин, А.В. Рощин, К.Т. Ахметов // Металлы. – 2014. – №2. – С. 3-10.
9. Кадарметов Х.Н. О восстановлении хромовых руд / Х.Н. Кадарметов // Восстановительные процессы в производстве ферросплавов. – М.: Наука, 1977. – С. 148-151.
10. Жакибеков Т.Б. Роль газофазного восстановления при электротермии высокоуглеродистого феррохрома / Т.Б. Жакибеков, Т.Д. Такенов // Проблемы научно-технического прогресса электротермии неорганических материалов: сб. тез. докл. научно-техн. конф. – Днепрпетровск: ДМетИ, 1989. – С. 57.

11. Разработка технологических основ энергосберегающего процесса получения хромистых лигатур в твердом состоянии с использованием техногенных отходов промышленных предприятий Украины // Отчет по НИР. – Днепропетровск: ГМетАУ, 1997. – 24с.
12. Теорія металургійних процесів / В.Б. Охотський, О.Л. Костюлов, В.К. Симонов та ін. - К.: ІЗМН, 1997. – 512 с.
13. Условия интенсификации карботермического восстановления хромитов / В.П. Чернобровин, А.В. Сенин, Г.Г. Михайлов, И.Ю. Пашкеев// Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Metallurgy. – 2005. – №3. – С. 28-35.
14. Гудремон Э. Специальные стали / Э. Гудремон. – М.: Metallurgy, 1966. – Т. 1. – 736 с.
15. Циммерман Р. Metallurgy и материаловедение : справочник / Р. Циммерман, К. Гюнтер. – М.: Metallurgy, 1982. – 480 с.
16. Коняева М. А. Электронная структура, магнитные свойства и стабильность бинарных и тройных карбидов (Fe,Cr)3C и (Fe,Cr)7C3 /М. А. Коняева, Н. И. Медведева // Физика твердого тела. – 2009. – Т. 51, вып. 10. – С. 1965-1969.
17. Кинетика комбинированного восстановления оксидных систем Fe-Cr и Fe-Cr-Ni / А.А. Попов, П.Н. Острик, А.Н. Попов и др. // Известия вузов. Черная metallurgy. - 1987. -№8. – С. 1-4.
18. Острик П.Н. Metallurgy губчатых и порошковых лигатур / Острик П.Н., Гасик М.М., Пирог В.Д. – К.: Техніка, 1992. – 128 с.

REFERENCES

1. Gasik M.I. Teoriya i tehnologiya proizvodstva ferrosplavov / M.I. Gasik, N.P. Lyakishev, B.I. Emlin. – М.: Metallurgiya, 1988. – 784 p. (in russia)
2. Lisnyak S. S. Povedenie hromitov pri nagrevanii v vosstanovitelnoy i okislitelnykh gazovykh sredakh / S.S. Lisnyak, A.M. Belikov, A.N. Morozov // Ogneuporyi. -1962. -№ 9. - P. 417-420. (in russia)
3. Intensifikatsiya karbotermicheskogo vosstanovleniya hromitov / V.P. Chernobrovin, I.Yu. Pashkeev, V.B. Shmyiga, G.G. i dr. // Ferrosplavyi: Teoriya i tehnologiya proizvodstva: Yubileynyy sbornik trudov. Chelyabinsk: Izd. YuUrGU, 2001. - 222 p. (in russia)
4. Teoreticheskie osnovy protsessov proizvodstva uglerodistogo ferrohroma iz uralskikh rud / V.P. Chernobrovin, I.Yu. Pashkeev, G.G. Mihaylov i dr. - Chelyabinsk: Izd-vo YuUrGU, 2004. -346 p. (in russia)
5. Issledovanie vosstanovleniya hromita zheleza uglerodom / A.V. Senin, V.P. Chernobrovin, G.G. Mihaylov i dr. // Stal. – 2004. - № 11. - P. 41-45. (in russia)
6. Simonov V.K. Termodinamicheskiy analiz i osobennosti mehanizma tverdogaznogo vosstanovleniya Cr₂O₃ uglerodom. Chast1/ Simonov V.K., Grishin A.M.// ElektroMetallurgiya. – 2012. - №9. - P.21-26. (in russia)

7. Simonov V.K. Termodinamicheskiy analiz i osobennosti mehanizma tverdogaznogo vosstanovleniya Cr_2O_3 uglerodom. Chast2/ Simonov V.K., Grishin A.M. // ElektroMetallurgiya. – 2012. – №10. – P.13-18. (in russia)
8. Roschin V.E. Mehanizm i posledovatelnost vosstanovleniya metallov v reshetke hromshpinelida / V.E. Roschin, A.V. Roschin, K.T. Ahmetov // Metallyi. – 2014. – №2. – P. 3–10. (in russia)
9. Kadarmetov H.N. O vosstanovlenii hromovyih rud / H.N. Kadarmetov // Vosstanovitelnyie protsessyi v proizvodstve ferrosplavov. – M.: Nauka, 1977. – P. 148-151. (in russia)
10. Zhakibekov T.B. Rol gazofaznogo vosstanovleniya pri elektrotermii vyisokouglerodistogo ferrohroma / T.B. Zhakibekov, T.D. Takenov // Problemy nauchno-tehnicheskogo progressa elektrotermii neorganicheskikh materialov: sb. tez. dokl. nauchno-tehn. konf. – Dnepropetrovsk: DMetI, 1989. – P. 57. (in russia)
11. Razrabotka tehnologicheskikh osnov energosberegayushchego protsessa polucheniya hromistyykh ligatur v tverdom sostoyanii s ispolzovaniem tehnogennykh othodov promyshlennyykh predpriyatiy Ukrainyi // Otchet po NIR. – Dnepropetrovsk: GMetAU, 1997. – 24p. (in russia)
12. Teoriia metalurhiinykh protsesiv / V.B. Okhotskyi, O.L. Kostolov, V.K. Symonov ta in. – K.: IZMN, 1997. – 512 p. (in ukrain)
13. Usloviya intensifikatsii karbotermicheskogo vosstanovleniya hromitov / V.P. Chernobrovin, A.V. Senin, G.G. Mihaylov, I.Yu. Pashkeev// Vestnik Yuzhno-Uralskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Metallurgiya. – 2005. – №3. – P. 28-35. (in russia)
14. Gudremon E. Spetsialnyie stali / E. Gudremon. – M.: Metallurgiya, 1966. – T. 1. –736 p. (in russia)
15. Tsimmerman R. Metallurgiya i materialovedenie : spravochnik / R. Tsimmerman, K. Gyunter. – M.: Metallurgiya, 1982. – 480 p. (in russia)
16. Konyaeva M. A. Elektronnaya struktura, magnitnyie svoystva i stabilnost binarnyykh i troynnykh karbidov $(\text{Fe,Cr})_3\text{C}$ i $(\text{Fe,Cr})_7\text{C}_3$ /M. A. Konyaeva, N. I. Medvedeva // Fizika tverdogo tela. – 2009. – T. 51, vyip. 10. – P. 1965–1969. (in russia)
17. Kinetika kombinirovannogo vosstanovleniya oksidnykh sistem Fe-Cr i Fe-Cr-Ni / A.A. Popov, P.N. Ostrik, A.N. Popov i dr. // Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya. – 1987. – №8. – P. 1-4. (in russia)
18. Ostrik P.N. Metallurgiya gubchatykh i poroshkovykh ligatur / Ostrik P.N., Gasik M.M., Pirog V.D. – K.: TehnIka, 1992. – 128 p. (in russia)

КОНСТРУКТИВНІ РІШЕННЯ ПО ЗНИЖЕННЮ ОБ'ЄМНИХ ВТРАТ РОБОЧОЇ РІДИНИ В ШЕСТЕРЕННИХ НАСОСАХ ПІДЖИВЛЕННЯ АКСІАЛЬНО-ПОРШНЕВИХ ГІДРОМАШИН

Анотація. Розглядаються конструктивні рішення по зниженню об'ємних втрат робочої рідини в шестеренних насосах підживлення аксіально-поршневих гідромашин. Запропоновано спосіб компенсації торцевого зазору з застосуванням пластини компенсації торцевого зазору, що складається з робочої поверхні і пружнодемпфуючого елемента, у якому додатково розташовані канали й камери гідростатичного піджиму. Проведено аналіз сил, що діють на пластину компенсації торцевого зазору і обґрунтовано їх оптимальне співвідношення, яке забезпечує величину торцевого зазору, що обумовлює мінімальні об'ємні втрати робочої рідини в качаючому вузлі насоса підживлення і забезпечує збільшення його експлуатаційної довговічності.

Ключові слова: об'ємні втрати, насос підживлення, довговічність.

Annotation. Design solutions for reduction of volumetric loss of operating fluid in gear-type fluid makeup pump of swash plate type fluid machines are considered. A method is proposed for compensation of the end clearance using an end clearance compensation plate, which consists of a functional surface and an elastic-damping element, in which channels and chambers of hydrostatic lift are additionally located. The analysis of the forces that act on the end clearance compensation plate is made and their optimal ratio is substantiated, which ensures the value of the end clearance, that causes the minimum volumetric loss of the operating fluid in the pumping unit of the fluid makeup pump and increases its operational durability.

Keywords: volumetric loss, fluid makeup pump, durability

Постановка проблеми

Одним із конструктивних заходів, який широко реалізується в мобільних машинах, що використовуються в гірничо-металургійному комплексі, являється застосування об'ємних гідравлічних трансмісій, що значно покращує їх керованість та мобільність в процесі роботи.

Основними складовими гідрофікованих трансмісій являються аксіально-поршневі гідромашини (регульований аксіально-поршневий гідронасос і не регульований аксіально-поршневий гідромотор). В свою чергу, до конструктивних особливостей аксіально-поршневих гідронасосів слід віднести застосування насоса підживлення шестеренчастого типу, який служить для запуску гідроприводу, забезпеченню тиску робочої рідини в магістралі

керування робочим об'ємом основного насоса і компенсації втрат робочої рідини в об'ємних гідромашинах.

Є очевидним, що зміна технічного стану насоса підживлення буде суттєво впливати на роботоздатний стан, як аксіально-поршневого гідронасоса так і на гідравлічну трансмісію в цілому.

Результати досліджень експлуатаційної надійності насосів підживлення в роботах [1,2], показали, що до основних причин, які обумовлюють втрату їх роботоздатності, слід віднести гідроабразивне зношення деталей в спряженнях: «торець шестерні-верхня кришка», «торець шестерні-нижня кришка», «колодязь корпусу-зуб шестерні». Зміна структурних параметрів деталей в перших двох спряженнях обумовлює зростання торцевого зазору в качаючому вузлі насоса, а в спряженні «колодязь корпусу-зуб шестерні» - радіального зазору. Збільшення зазорів в даних з'єднаннях обумовлює зростання об'ємних втрат робочої рідини, а значить приводить до зменшення подачі насоса (Q) л/хв і об'ємного коефіцієнта корисної дії η .

При цьому в роботі [3], автор відмічає, що близько 40...65 % об'ємних втрат робочої рідини в качаючому вузлі шестеренного насоса припадає на торцевий зазор, і близько 22...30 % на радіальний зазор, від загального об'єму втрат рідини в залежності від зазору.

Водночас, проведений аналіз конструктивних особливостей насоса підживлення аксіально-поршневих гідромашин в роботах [4,5], показав, що в його качаючому вузлі відсутні конструктивні рішення з компенсації торцевого і радіального зазорів, що суттєво впливає на його експлуатаційну довговічність.

В зв'язку з цим питання забезпечення зростання довговічності насосів підживлення аксіально-поршневих гідромашин, за рахунок стабілізації торцевого і радіального зазору в його качаючому вузлі, являються актуальними та потребують детального дослідження.

Аналіз останніх досліджень та публікацій

Системи компенсації торцевого і радіального зазору реалізовані в качаючому вузлі шестеренного насоса модифікації НШ-К [6]. Для компенсації «торцевого зазору», в качаючому вузлі застосовуються «платики-замикачі» з манжетами, а для «радіального зазору» - підтискна обойма з манжетою радіального піджиму, яка розміщується в корпусі насоса.

Впровадження аналогічних конструктивних рішень в насосі підживлення не можливе, так як за конструктивним рішенням його качаючий вузол суттєво відрізняється від качаючого вузла насоса модифікації НШ-К.

Більш прогресивною конструкцією шестеренної гідромашини, являється конструкція насосу НШ-50В, яка запропонована в роботі [6] і створена на базі насоса НШ-46У. Перевагою її в порівнянні з конструкцією насоса НШ-50К, являється менша вага і простота в виготовленні, так як ведена і ведуча шестерні обертаються в чотирьох підшипниках ковзання, а для компенсації торцевого зазору застосовується П-подібна еластична манжета, яка підтискає пластини – компенсатори до торцевих поверхонь шестерень. До недоліків запропонованої конструкції слід віднести те, що П-подібна еластична манжета обмежує лише зону високого тиску, що в процесі роботи насоса може викликати перекошення пластин-компенсаторів і зниження його довговічності.

Проведений аналіз існуючих конструктивних рішень компенсації «торцевого зазору» в качаючому вузлі шестеренного насоса, показав, що для насоса підживлення необхідне інше рішення. Це також обумовлюється тим, що за конструктивним рішенням, у насоса підживлення потік робочої рідини від забірної отвору до нагнітаючого відрізняється від потоку робочої рідини у типових шестеренних насосів, де він перпендикулярний по відношенню до вісей шестерень качаючого вузла.

Механізми компенсації радіального зазору в шестеренних насосів модифікації НШ-У, до яких максимально наближається конструкція насоса підживлення, в основному зводиться до забезпечення жорсткості в підшипникових вузлах ковзання, для запобігання переміщення шестерень і вісей качаючого вузла, під тиском робочої рідини зони високого тиску, до отвору забірної магістралі.

На сьогоднішній день дане питання вирішується за рахунок застосування в якості підшипників ковзання бронзових втулок, які безпосередньо встановлюються в корпус гідронасоса. При цьому їх реалізація ефективна при роботі насоса в режимі рівномірних кутових навантажень на ведучу шестерню при запуску насоса. За умови виникнення статодинамічного режиму навантаження на ведучу шестерню, різко зростають питомі навантаження в спряженні «цапфа шестерні-втулка», що приводить до значного зношення деталей і відповідно до зростання радіального зазору.

Мета дослідження

Мета дослідження - збільшення експлуатаційної довговічності насосів підживлення аксіально-поршневих гідромашин розробленням конструктивних заходів по зниженню об'ємних втрат в його качаючому вузлі.

Викладення основного матеріалу дослідження

Раніше в роботі [3], відмічалось, що витoki робочої рідини через торцеві зазори являються найбільш вагомими і при збільшенні зазору на 0,1 мм в типовому насосі об'ємний коефіцієнт корисної (ККД) дії зменшується на 25 %.

З метою зменшення об'ємних втрат робочої рідин і одночасно механічних втрат на тертя, пропонується нова конструкція торцевих ущільнень шестеренного насоса підживлення аксіально-поршневого гідронасоса (рис.1, рис.2).

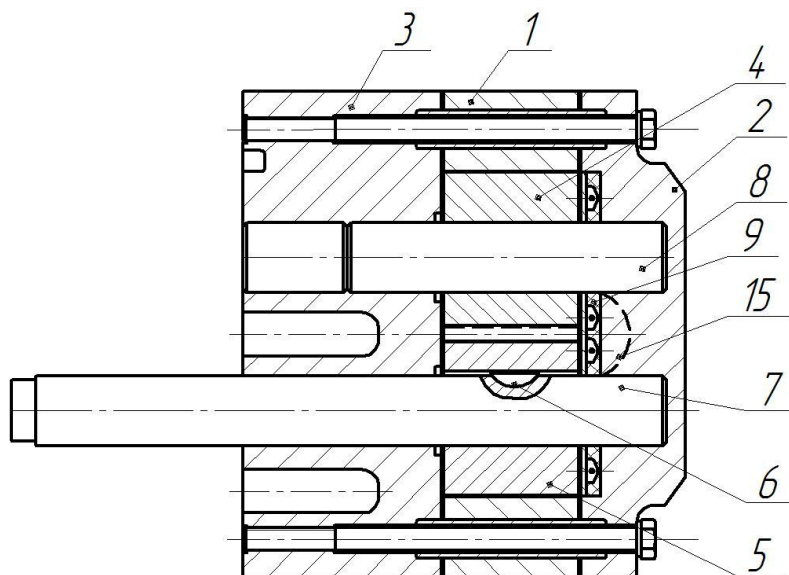


Рисунок 1 – Насос підживлення з торцевим ущільненням

Шестеренний насос підживлення аксіально-поршневої гідромашини включає в себе корпус 1, верхню 2 та нижню 3 кришки в розточках яких розміщені ведена 4 й ведуча 5 шестірні. Ведуча шестірня 5 спряжена через шпонку 6 з валом 7, ведена 4 встановлена вільно на осі 8. У верхній кришці 2, встановлена пластина 9 компенсації торцевого зазору, яка складається з робочої поверхні 10, опорної поверхні 11 та пружнодемпфуючого елемента 12, у якому розташовані канали 13 й камери 14 гідростатичного піджиму. Камери 14 гідростатичного піджиму розташовані зі сторони верхньої кришки 2 під кутом 90° та сполучені між собою каналами 13, які з'єднані отворами 15 з камерою нагнітання 16.

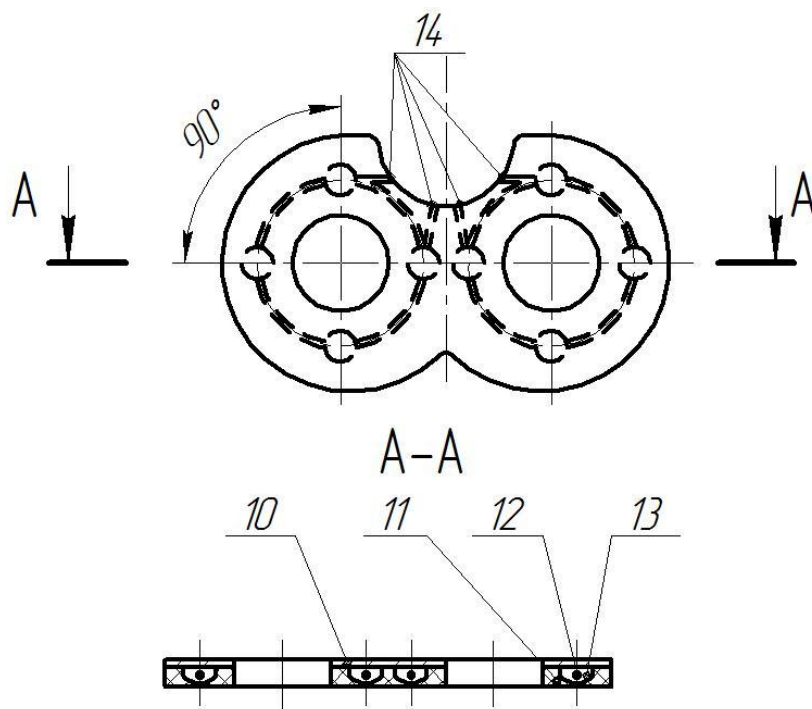


Рисунок 2 – Конструкція пластини компенсації торцевого зазору

При роботі насоса підживлення робоча рідина із камери нагнітання 16, поступає до основного насоса аксіально-поршневої гідромашини і одночасно до отворів 15 пружнодемпфуючого елемента 12 пластини 9 і по каналах 13 надходить до камер 14 гідростатичного піджиму. Поступаючи в замкнутий простір камер гідростатичного піджиму під тиском, робоча рідина обумовлює переміщення опорної поверхні 11 пластини гідростатичного піджиму до кришки 2, а робочої поверхні 10 до торців шестерень 4 та 5, за рахунок тиску робочої рідини та пружних властивостей пружнодемпфуючого елемента, компенсуючи таким чином торцевий зазор між торцями шестерень та робочою поверхнею 10 пластини 9. Враховуючи те, що шестерні рухливі в осьовому напрямку, вони переміщуються під дією тиску робочої поверхні 10 пластини 9 до нижньої кришки 3, що забезпечує компенсацію торцевого зазору між нижньою кришкою 3 та торцем шестерень 4 і 5, і збільшує коефіцієнт подачі насоса та його довговічність.

Отже переміщення пластини компенсації торцевого зазору до торців шестерень забезпечується за рахунок гідростатичного піджиму за допомогою рідини, яка подається з камери високого тиску. В даному випадку важливим буде зусилля з яким пластина буде підтискатись до торцевої частини шестерні.

При недостатньому зусиллі притискання будемо мати значні об'ємні втрати робочої рідини, а при значних зусиллях можуть виникнути умови

граничного тертя між робочою поверхнею пластини та торцем шестерень, що буде обумовлювати механічні втрати.

Робота сил тертя між торцем шестерень і робочою поверхнею пластини компенсації торцевого зазору визначається за виразом:

$$A_{тер} = F_{тер} \cdot L_{тер}, \quad (1)$$

де $F_{тер}$ - сила тертя, Н;

$L_{тер}$ - шлях тертя, м.

Аналіз виразу (1) показує, що робота сил тертя ($A_{тер}$) знаходиться в прямопропорційній залежності від сили тертя ($F_{тер}$) і шляху тертя ($L_{тер}$).

В свою чергу, шлях тертя обумовлюється геометричними розмірами торцевої поверхні шестерні, яка контактує з притискною пластиною. З врахуванням того, що у насосів підживлення в процесі експлуатації виникає в основному параметрична відмова, яка характеризується поступовою зміною структурних параметрів технічного стану робочих поверхонь деталей, будемо вважати, що шлях тертя являється постійною величиною.

Звідси випливає, що на роботу сил тертя в спряженні «поверхня притискної пластини – торець шестерні» в своїй більшості буде впливати сила тертя ($F_{тер}$).

Сила тертя визначається за виразом:

$$F_{тер} = N_{пр.} \cdot f, \quad (2)$$

де $N_{пр.}$ - сила притискання пластини компенсації торцевого зазору до торцевої поверхні шестерні, Н;

f - коефіцієнт тертя, який залежить від виду тертя між робочими поверхнями.

Є очевидним, що для зменшення сили тертя в спряженні необхідно в першу чергу передбачити рідинний вид тертя, який буде характеризуватися наявністю масляної плівки між поверхнями тертя. Отже значення коефіцієнта тертя (f) буде відповідати рідинному виду тертя.

В якості критерію, для визначення мінімального значення торцевого зазору в спряженні «поверхня притискної пластини – торець шестерні», візьмемо геометричний розмір абразивних частиць (50 мкм), кількість яких максимальна для десятого класу чистоти робочої рідини [7], на якій в відповідності до технічних вимог, експлуатуються аксіально-поршневі агрегати гідравлічних трансмісій.

Таким чином мінімальне значення торцевого зазору буде залежати від співвідношення сили притискання ($N_{np.}$) пластини до торцевої частини, і сил відтискання ($N_{від}$), які будуть відтискати пластину від торцевої поверхні шестерень.

Сила притискання ($N_{np.}$) пластини компенсації торцевого зазору визначиться за виразом:

$$N_{np} = (n_{кам} \cdot S_{кам} + S_{кан}) \cdot P_{нм}, \quad (3)$$

де n - кількість камер гідростатичного піджиму в пластині компенсації торцевого зазору, од.;

$S_{кам}$ - площа однієї камери гідростатичного піджиму в пластині компенсації торцевого зазору, м²;

$S_{кан}$ - площа каналів, що розміщуються в пружнодемпфуючому елементі пластини, для підводу робочої рідини до камер гідростатичного піджиму, м²;

$P_{нм}$ - значення тиску в нагнітаючій магістралі насоса підживлення, МПа.

Враховуючи те, що максимальний тиск в нагнітаючій магістралі насоса обмежується запобіжним клапаном, який безпосередньо розміщений в насосі, і відповідає значенню $P_{нм} = 1,40 \text{ МПа}$, то в відповідності з виразом (3), сила притискання (N_{np}) буде залежати від сумарної площі поверхонь каналів і сумарної площі камер гідростатичного піджиму.

Таким чином, конструктивно закладаючи сумарні площі каналів і камер гідростатичного піджиму в пружнодемпфуючому елементі пластини компенсації торцевого зазору, ми можемо задавати значення сили притискання (N_{np}).

В свою чергу сила відтискання ($N_{від}$) визначиться за виразом:

$$N_{від} = F_{мп} + S_{пл} \cdot P_{нм}, \quad (4)$$

де $F_{мп}$ - сила несучої здатності масляної плівки робочої рідини в торцевому зазорі, Н;

$S_{пл}$ - площа ділянок робочої поверхні пластини компенсації торцевого зазору, на які діє робоча рідина з камери високого тиску насоса, м²;

$P_{нм}$ - значення тиску в зоні високого тиску насоса підживлення, МПа.

Аналіз виразу (4) показує, що значення фізичних величин, які входять до нього в основному мають постійні значення, які легко можуть бути визначені з врахуванням фізичних властивостей робочої рідини та геометричних розмірів ділянок робочої поверхні пластини компенсації торцевого зазору, на які діє

робоча рідина з камери високого тиску насоса, за умови, що агрегати експлуатуються в відповідності до технічних вимог, які висуваються для них.

Таким чином, визначивши значення сили відтискання ($N_{від}$), яка діє на пластину, ми можемо задати значення сили притискання ($N_{пр}$) на пластину, яке б відповідало відношенню $N_{пр}/N_{від} \leq 1,0$. При даному співвідношенню сил, мінімальне значення торцевого зазору буде формуватися силою несучої здатності масляної плівки і силою відтискання пластини. При цьому необхідно створити такі умови, щоб перевага сил відтискання над силами притискання була мінімальною. За таких умов між поверхнями тертя в торцевому зазорі будуть створюватися умови рідинного тертя, що значно зменшить механічні втрати. Для зменшення об'ємних втрат робочої рідини необхідно, щоб мінімальний зазор формувався з врахуванням геометричного розміру абразивних частиць (50 мкм), кількість яких максимальна для десятого класу чистоти робочої рідини, на якій в відповідності до технічних вимог, експлуатуються насоси підживлення аксіально-поршневих гідромашин.

За умови, коли співвідношення складе $N_{пр}/N_{від} = 1,0$, величина мінімального торцевого зазору буде формуватися силою несучої здатності масляної плівки робочої рідини в зазорі. Для даної умови буде характерним те, що за умови, коли насоси підживлення експлуатуються на забруднених рідинах, в яких геометричні розміри абразивних частиць більше розміру торцевого зазору, сформованого товщиною масляної плівки, буде інтенсивно проходити гідроабразивне спрацювання робочих поверхонь деталей в торцевому зазорі, обумовлюючи при цьому зростання механічних і об'ємних втрат в насосі.

При реалізації, для компенсації торцевого зазору, співвідношення сил, коли $N_{пр}/N_{від} > 1,0$, величина зазору буде залежати від того, на яку величину сили притискання будуть перевищувати сили відтискання. За умови, коли сили притискання будуть суттєво перебільшувати сили відтискання, на формування зазору почне більш суттєво впливати сила несучої здатності масляної плівки. Подальше зростання сил притискання може супроводжуватися видавлюванням масляної плівки із торцевого зазору, що приведе до появи металевих контактів в спряженні, інтенсивного зношення робочих поверхонь деталей і зростання механічних втрат.

За умови, коли сили притискання будуть мінімально відрізнятися від сили відтискання, тобто $N_{пр}/N_{від} \geq 1,0$, на формування торцевого зазору також в

першу чергу буде впливати сила несучої здатності масляної плівки. Для даного випадку величина торцевого зазору буде залежати від демпфіруючої здатності мастила.

Запропонована конструкція системи компенсації торцевого зазору в качаючому вузлі насоса підживлення вигідно відрізняється від існуючих конструктивних рішень тим, що застосування пружнодемпфуючого елемента в пластині компенсації торцевого зазору дає можливість поглинати вібраційні навантаження, які виникають при статодинамічному режимі роботи качаючого вузла, що зменшує інтенсивність зношення робочих поверхонь деталей і збільшує ресурс насоса. Крім того, він короткочасно розвантажує роботу деталей спряження, які формують торцевий зазор, при потраплянні до нього абразивної частини, геометричні розміри якої більші за значення його зазору, що зменшує гідроабразивне спрацювання і підвищує довговічність насосу.

Висновки

1. Запропонована конструкція компенсації торцевого зазору, що складається з робочої поверхні і пружнодемпфуючого елемента, у якому додатково розташовані канали й камери гідростатичного піджиму, при цьому камери гідростатичного піджиму розміщені по колу через 90° і з'єднані між собою каналами, отвори яких сполучені з камерою нагнітання.

2. Проведений аналіз сил, які впливають на величину торцевого зазору, показав, що для забезпечення ефективної роботи запропонованої системи компенсації об'ємних втрат співвідношення сил притискання і відтискання, які діють на пластину компенсації торцевого зазору, повинно відповідати наступній умові $\frac{N_{np}}{N_{від}} \leq 1,0$.

3. Для зменшення об'ємних втрат робочої рідини через торцевий зазор необхідно, щоб мінімальний зазор формувався з врахуванням геометричного розміру абразивних частиць (50 мкм), кількість яких максимальна для десятого класу чистоти робочої рідини, на якій в відповідності до технічних вимог, експлуатуються насоси підживлення аксіально-поршневих гідромашин.

4. Застосування пружнодемпфуючого елемента в пластині компенсації торцевого зазору зменшує імовірність появи металевих контактів між робочими поверхнями деталей при невірніюважених навантаженнях на ведений вал насоса, що забезпечить збільшення його довговічності.

ЛІТЕРАТУРА

1. Лосіков О. М. Вид та характер зношення деталей качаючого вузла насоса підживлення аксіально-поршневої гідромашини. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2015. №7. С. 170-173.
2. Мельянцов П. Т., Лосіков О. М. Вплив торцевого зазору качаючого вузла насоса підживлення гідроприводу трансмісії ГСТ-90 на сумарні об'ємні втрати. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2015. №7. С. 174-177.
3. Юдин Е. М. Шестеренные насосы. - М.: Машиностроение, 1964. 235 с.
4. Ачкасов К. А. Справочник начинающего слесаря: Ремонт, регулирование приборов системы питания и гидросистемы тракторов, автомобилей, комбайнов -2-е изд. перер. и доп. [Текст] / К. А. Ачкасов, В. П. Вегера - М.: Агропромиздат, 1987.-352 с.
5. Мельянцов П. Т. Опыт ремонта гидропривода ГСТ-90 на ремонтных предприятиях [Текст] / П. Т. Мельянцов, Б. Г. Харченко, И. Г. Голубев. - М.: АгроНИИТЭИИТО, 1989. - 42 с.
6. Немировский И. А. Гидроприводы сельскохозяйственных машин [Текст] / И. А. Немировский, В. Ф. Маркин, Л. П. Середа – К.: «Техніка», 1979. -139 с.
7. Барышев В. И. Повышение надежности и долговечности гидросистем тракторов и дорожно-строительных машин в эксплуатации [Текст] / В. И. Барышев - Челябинск: Южно - Уральское книжное изд., 1973. - 110 с.

REFERENCES

1. Losikov O. M. Vyd ta kharakter znoshennia detalei kachaiuchoho vuzla nasosa pidzhivlennia aksialno-porshnevoi hidromashyny. *Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost*. 2015. №7. S. 170-173.
2. Meliantsov P. T., Losikov O. M. Vplyv tortsevoho zazoru kachaiuchoho vuzla nasosa pidzhivlennia hidropriyvodu transmisii HST-90 na sumarni obiemni vtraty. *Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost*. 2015. №7. S. 174-177.
3. Yudin E. M. Shesterennyye nasosyi. - M.: Mashinostroenie, 1964. 235 s.
4. Achkasov K. A. Spravochnik nachinayuschego slesarya: Remont, regulirovanie priborov sistemyi pitaniya i gidrosistemyi traktorov, avtomobiley, kombaynov -2-e izd. perer. i dop. [Tekst] / K. A. Achkasov, V. P. Vegera - M.: Agropromizdat, 1987.-352 s.
5. Melyantsov P. T. Opyit remonta gidroprivoda GST-90 na remontnyih predpriyatiyah [Tekst] / P. T. Melyantsov, B. G. Harchenko, I. G. Golubev. - M.: AgroNIITEIITO, 1989. - 42 s.
6. Nemirovskiy I. A. Hidroprivodyi selskohozyaystvennyih mashin [Tekst] / I. A. Nemirovskiy, V. F. Markin, L. P. Sereda – K.: «Tehnika», 1979. -139 s.
7. Baryishev V. I. Povyishenie nadezhnosti i dolgovechnosti gidrosistem traktorov i dorozhno-stroitelnyih mashin v ekspluatatsii [Tekst] / V. I. Baryishev - Chelyabinsk: Yuzhno - Uralskoe knizhnoe izd., 1973. - 110 s.

КОМПЛЕКСНИЙ ТЕХНІКО-ЕКОНОМІЧНИЙ АНАЛІЗ ВПЛИВУ КОНСТРУКЦІЇ ВЕРХНІХ ПРОДУВАЛЬНИХ ПРИСТРОЇВ НА ОСНОВНІ ПОКАЗНИКИ ВИРОБНИЦТВА СТАЛІ В КИСНЕВИХ КОНВЕРТЕРАХ

Анотація. У статті наведено результати розрахунково-аналітичної оцінки впливу конструкції верхнього продувального пристрою на основні техніко-економічні показники процесу виплавки сталі в кисневих конвертерах з донною подачею нейтрального газу. Проведення комплексної економічної оцінки базувалося на сумуванні відхилення відносних витрат виробництва, що пов'язані з забезпеченням виплавки залізовуглецевого напівпродукту (вартість основних шихтових матеріалів), без врахування вартості модернізації основного технологічного устаткування. За результатами проведених досліджень встановлено, що при використанні класичної конструкції верхньої кисневої фурми нижча теплота згоряння конвертерного газу складає 10 МДж/м³. У порівнянні з класичною конструкцією двоярусна, двоконтурна та троярусна фурми забезпечують зниження нижчої теплоти згоряння конвертерного газу на 8,5, 4,4 та 27,1 % відн. відповідно. При компенсації зниження теплоти згоряння димових газів за рахунок використання природного газу та врахування усіх основних параметрів технологічного процесу виплавки сталі економія складає 3,23 \$ США / т сталі для двоконтурної, 6,81 \$ США / т сталі – для двоярусної та 11,61 \$ США / т сталі – для троярусної конструкції фурм у порівнянні з використанням класичної конструкції.

Ключові слова: економічна оцінка, конструкція верхньої продувальної фурми, техніко-економічні показники, кисневий конвертер, вторинний енергетичний ресурс.

Annotation. The article presents the results of the analytical estimation of the impact of the design of the top blowing devices on the main technical and economic indicators of the steelmaking process in oxygen converters with bottom blowing with neutral gas. A comprehensive economic assessment was based on summing up the deviation of relative production costs for crude steel melting (the cost of basic charge materials), without taking into account the cost of upgrading the main process equipment. According to the results of the carried out research, it has been determined that application of the classical design of the oxygen lance, the net calorific value of the converter gas is 10 MJ/m³. In comparison with the classical design, the two-tier, two-circuit and three-tier lances ensure a reduction in the net calorific value of the converter gas by 8.5, 4.4 and 27.1% rel. respectively. When compensating for reducing the net calorific value of exhaust gases with natural gas and taking into account all the main parameters of the steelmaking process, the savings amount to \$ 3.23 / ton of steel for two-circuit, \$ 6.81 / ton of steel for two-circuit and 11.61 \$ / ton steel – for the three-tier lances, compared with the use of the classical design.

Keywords: economic assessment, design of the top blowing lance, technical and economic indicators, oxygen converter, secondary energy resource.

Вступ

В сучасних умовах металургійні підприємства є однією з найбільш енергетично та ресурсовитратних ланок виробничо-промислового комплексу. Зважаючи на це в умовах більшості металургійних підприємств впроваджуються технологічні, організаційні та комплексні заходи щодо ефективної рециркуляції вторинних енергетичних ресурсів (ВЕР) в рамках виробничого циклу [1]. Здійснюється реконструкція трактів газовідведення кисневих конвертерів з переходом на роботу за системою «без допалювання», що дозволяє збирати конвертерний газ, який містить не менше 30% CO в газгольдері й проводити його підготовку до подальшого використання в якості палива. Виходячи із закордонного досвіду виробництва сталі [2], відомо що при отриманні 1 млн. т рідкої сталі утворюється близько 80 млн. м³ конвертерного газу з теплотворною здатністю 7,7-8,0 МДж/м³. При його використанні у якості газоподібного палива, він може замінити близько 16 млн. м³ природного газу.

Постановка мети і завдань дослідження

Процес допалення CO до CO₂ в порожнині конвертера з використанням двоярусної фурми є одним з найкращих способів поліпшення теплового балансу конвертерної плавки. Так при її використанні вдалося збільшити витрату брукхту на 7% і скоротити тривалість продувки на 22%, знизити витрату вапна, вапняку та плавикового шпату [3]. Разом з тим через збільшену концентрацію CO₂ в відпрацьованих газах знижується теплотворна здатність останнього, що необхідно враховувати при роботі конвертерів зі збором газу в газгольдер та подальшою підготовкою до утилізації.

Виходячи з вище викладених матеріалів є доцільним проведення економічної оцінки впливу різних конструкцій кисневих фурм і способів продувки конвертерної ванни з допаленням димових газів на ефективність виробництва залізобетонного напівпродукту з урахуванням складу відпрацьованих газів, що поступають в газгольдер, з наступним застосуванням останніх в якості паливного ВЕР в умовах сучасного металургійного підприємства.

Методика проведення досліджень

Оцінка ефективності застосування багаторуричних кисневих фурм, що дозволяють підвищити технологічні і техніко-економічні показники конвертерної плавки в умовах зниження теплотворної здатності димових газів проводилася для умов виплавки сталі в конвертерах комбінованої продувки з

подачею кисню зверху та нейтрального газу через днище. В якості базової була прийнята класична технологія виплавки сталі із застосуванням верхньої багатосоплової кисневої фурми звичайної конструкції.

Проведення економічної оцінки [4] базувалася на підсумовуванні відхилення відносних витрат виробництва, пов'язаних із забезпеченням виплавки залізовуглецевого напівпродукту (вартість основних шихтових матеріалів), без урахування вартості модернізації основного технологічного обладнання та може бути розрахована відповідно до виразу:

$$\Delta E = C (M_i^{пор} - M_i^{баз}), \$ \text{ США / т сталі} \quad (1)$$

де C – вартість шихтового матеріалу, \$ США / т (\$ США / м³); $M_i^{пор}$ и $M_i^{баз}$ – витрата i -го шихтового матеріалу для порівняльного способу виплавки сталі та базового, т / т сталі (м³ / т сталі).

Оцінка витрат, пов'язаних зі зниженням теплотворної здатності конвертерного газу, що уловлюється, здійснювалася шляхом визначення кількості добавки до нього природного газу, необхідної для забезпечення теплоти згорання конвертерного газу на рівні базової технології конвертерної плавки. При цьому теплота згорання газоподібного палива була визначена виходячи зі вмісту монооксиду вуглецю, водню та інших горючих складових у відповідності до виразу [5]:

$$Q_n^c = 108 \cdot H_2 + 126,3 \cdot CO + 358,2 \cdot CH_4 + 560,5 \cdot C_2H_2 + \dots, \text{ КДж/м}^3, \quad (2)$$

де H_2 , CO , CH_4 , C_2H_2 , ... – вміст окремих газових компонентів у складі газоподібного палива, % об'ємний.

Розрахунок витрати природного газу здійснювали відповідно до виразу:

$$V_{н.г.} = \frac{Q_{нпор}^c - Q_{нбаз}^c}{Q_{нп.г.}^c}, \text{ м}^3 \text{ природ. газу/м}^3 \text{ конвертер. газу}, \quad (3)$$

де $Q_{нпор}^c$, $Q_{нбаз}^c$ и $Q_{нп.г.}^c$ – нижча теплота згорання конвертерного газу для технології, що розглядається, базової та для природного газу, кДж/м³.

Враховуючи особливості виплавки стали в кисневих конвертерах необхідно відзначити, що на склад відведених конвертерних газів значно впливає конструкція основних дуттевих пристроїв для введення кисню в розплав [6]. На сучасному етапі розвитку конвертерного виробництва сталі найбільшого поширення набули фурми для верхньої подачі кисню наступних конструкцій: класична, двоконтурна, двоярусна і триярусна. Схеми організації комбінованої продувки конвертерної ванни з застосуванням зазначених конструкцій дуттевих пристроїв представлені на рис. 1.

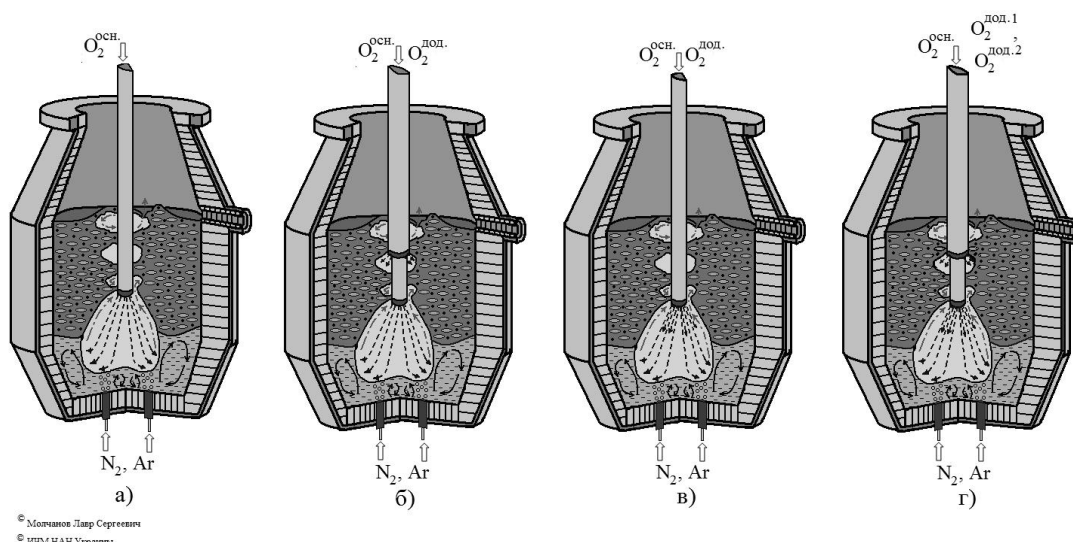


Рисунок 1 – Схеми комбінованої продувки конвертерної ванни звуковими і понадзвуковими кисневими струменями при застосуванні фурм різної конструкції:
а - класична; б - двоярусна; в - двоконтурна; г - триярусна

Для оцінки ефективності застосування звичайної і багатоярусних кисневих фурм в умовах комбінованої продувки конвертерної ванни (рис. 1) були використані технологічні показники плавок (табл. 1), проведених на 160-т конвертерах [7] та відомості про вартість основних шихтових матеріалів, що використовуються в конвертерній плавці (рис. 2).

Таблиця 1

Технологічні показники виплавки сталі в 160-т конвертерах комбінованого дуття (кисень зверху, нейтральний газ знизу) із застосуванням кисневих фурм різної конструкції [7]

№	Показник	Конструкція фурми			
		двоконтурна	двоярусна	класична	триярусна**
1.	Витрата чавуну, кг/т	763,6	752,2	788,3	727,6
2.	Витрата брукту, кг/т	363,7	369,2	331,2	388,4
3.	Витрата вапна, кг/т	61,2	61,7	65,1	57,1
4.	Витрата CaF_2 , кг/т	2,3	1,7	2,45	1,5
5.	Витрата антрациту, кг/т	7,5	4,2	7,25	3,5
6.	Витрата кисню, м ³ /т	49	49,5	57,15	49,8
7.	Вихід придатного, %	88,7	89,5	89,3	89,6
9.	Витрата футерівки, кг/т	2,443	2,359	2,177	2,294
8.	Кількість конвертерних газів*, м ³ /т	2,185	2,179	2,176	2,917

* - оціночна величина відповідно до [8];

** - прогнозні дані, що базуються на результатах лабораторних досліджень

Результати досліджень

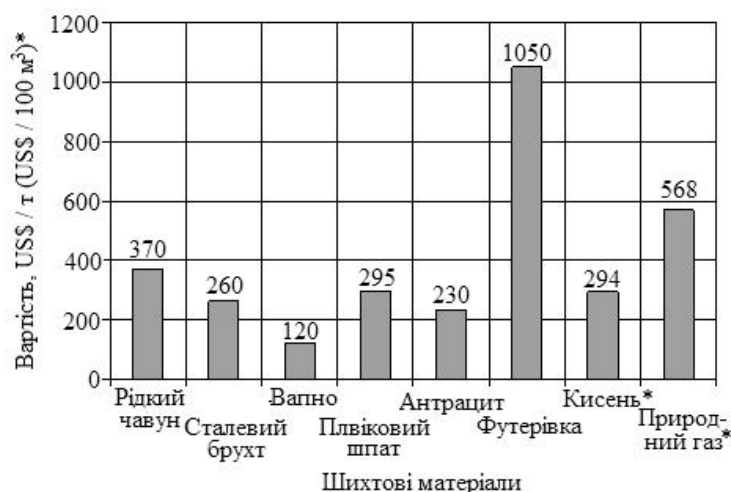
При обробці даних про склад газів, що відходять з конвертера, при комбінованій продувці [8] з урахуванням особливостей впливу конструкцій

кисневих фурм на ступінь допалювання CO до CO₂ [9-11] була отримана інформація про усереднений склад конвертерних газів, які збираються в газгольдер в інтервалі від 20 до 90 % часу від початку продувки (табл. 2).

Таблиця 2

Усереднений склад зібраних в газгольдер конвертерних газів при комбінованій продувці з подачею кисню зверху через різні конструкції фурм та нейтрального газу через днище конвертера

№	Конструкція фурми	Вміст сполук, % за об'ємом				
		CO	CO ₂	O ₂	N ₂	H ₂
1.	Класична	57,25	38,35	0,85	2,95	0,60
2.	2-х ярусна	44,90	49,86	1,70	2,95	0,60
3.	2-х контурна	50,99	44,10	1,36	2,95	0,60
4.	3-х ярусна	38,57	56,18	1,70	2,95	0,60



Рисеунок 2 – Середня вартість шихтових матеріалів, що застосовувалися в конвертерній плавці на українських підприємствах в 2014 р для циклу виробництва сталі, який передбачає виплавку чавуну без використання ПВП: цифри над стовпцями - ціна

Розрахункові значення нижчої теплоти згоряння конвертерного газу, що відходить з робочого простору конвертера при застосуванні різних конструкцій кисневих фурм представлені на рис. 3. Відповідно до даних, представлених на ньому найвищу теплотою згоряння, на рівні 7,3 МДж/м³, має конвертерний газ, що утворився при застосуванні верхньої продувальної фурми класичної конструкції. Це пов'язано з найбільшою концентрацією в димових газах монооксиду вуглецю. При аналізі впливу конструкції верхніх продувних пристроїв визначено, що з підвищенням ступеня допалювання CO до CO₂ пропорційно знижується нижча теплота згоряння газів, що відходять. Таким чином, в порівнянні з класичною конструкцією верхньої продувальної фурми двоярусна, двоконтурна і троярусна фурми дозволяють досягти зниження

нижчої теплоти згорання конвертерного газу, при всіх варіантах конвертерної плавки, на 21,4; 10,8 і 32,3% відносних відповідно.

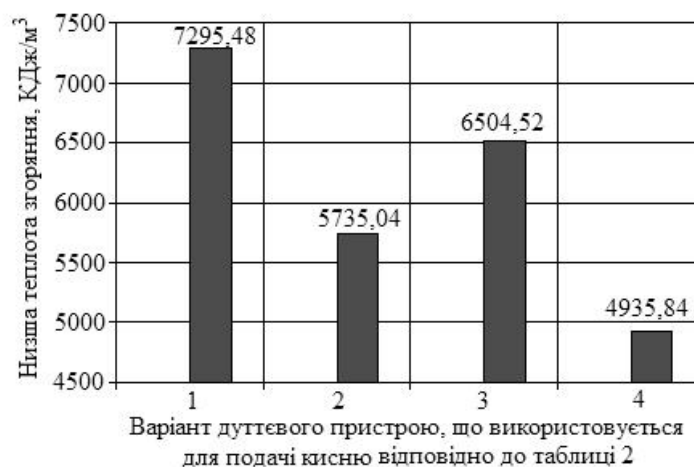


Рисунок 3 – Нижча теплота згорання конвертерного газу, що утворюється при виробництві сталі в конвертерах з комбінованою продувкою при застосуванні різних конструкцій фурм:

цифри над стовпцями - чисельне значення нижчої теплоти згорання, кДж/м³

Для встановлення ефективності застосування конвертерного газу в якості ВЕР необхідно порівняння нижчої теплоти його згорання з аналогічними показниками газоподібних палив, що застосовуються. На сучасному етапі найбільшого поширення в металургійному виробництві знаходять такі види газоподібних палив: доменний газ, коксовий газ та природний газ. Їх усереднений хімічний склад представлений в табл. 3.

Таблица 3

Усереднений хімічний склад газоподібного палива, що застосовується в металургії [12]

№	Вид газоподібного палива	Вміст компонентів, % за об'ємом				
		CO	CO ₂	CH ₄	H ₂	N ₂
1.	Доменний газ при виробництві переробного чавуну	15,00	27,00	0,35	1,65	56,00
2.	Доменний газ при виробництві ливарного чавуну	11,00	30,00	0,35	2,25	56,40
3.	Доменний газ при виробництві феросплавів	6,00	33,00	0,35	3,75	56,90
4.	Коксовий газ	7,00	3,00	28,00	59,00	3,00
5.	Природний газ*	-	3,00	90,00	2,00	5,00

* - склад природного газу взяти відповідно до джерела [13].

Розрахункові значення нижчої теплоти згорання різних газоподібних палив, що застосовуються у металургії, представлені на рис. 4.



Рисунок 4 – Нижча теплота згорання різних газоподібних палив, що застосовуються у металургії: цифри над стовпцями - чисельне значення нижчої теплоти згорання, кДж/м³

Як видно (рис. 4), найбільш калорійним паливом є природний газ, доменний газ має найбільш низьке значення нижчої теплоти згорання, а коксовий газ займає проміжне положення між природним газом та доменним газом. У зв'язку з цим в технологічних процесах виробництва металопродукції найбільшого поширення набула коксо-доменна паливна суміш або суміш доменного газу і природним [14].

Співставлення даних (рис. 4) про нижчу теплоту згорання конвертерного газу та інших газоподібних палив, що застосовуються у металургії, свідчить про необхідність застосування газоподібних продуктів конвертерної плавки в якості паливного ВЕР. Це пов'язано з тим, що нижча теплота згорання конвертерного газу, зібраного в газгольдер при комбінованій продувці конвертерної ванни з використанням різних кисневих фурм, вище в порівнянні з доменним газом.

Зниження нижчої теплоти згорання конвертерного газу через допалення СО до СО₂ в порожнині конвертера можна компенсувати добавкою до нього природного газу. Розрахунковий приріст витрат природного газу на компенсацію зниження теплоти згорання конвертерних газів в разі заміни класичної конструкції фурми на двоярусну, двоконтурну і триярусну в конвертерах з комбінованою продувкою представлений на рис. 5. Так при заміні фурми класичної конструкції на двоярусну спостерігається приріст витрат природного газу 0,048 м³ / м³ конвертерного газу, а при заміні на двоконтурну і триярусну 0,024 і 0,073 м³ / м³ конвертерного газу відповідно.

Результати комплексного аналізу технологічної ефективності застосування дуттевих пристроїв різної конструкції, що базується на оцінці витрат на забезпечення виробництва сталі, наведені на рис. 6. На підставі

отриманих даних можна зробити висновок про ефективність застосування технології комбінованої продувки конвертерної ванни з допалення газів, що відходять, в порожнині конвертера. Як видно, паралельно зі збільшенням частки CO_2 в газах знижуються витрати на виробництво сталі.

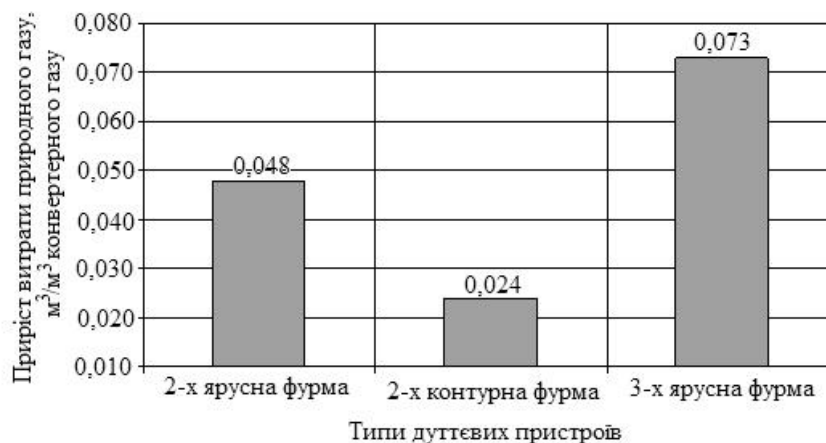


Рисунок 5 – Вплив заміни фурми класичної конструкції на приріст витрат природного газу для компенсації зниження теплоти згоряння конвертерних газів: цифри над стовпцями – значення приросту витрати природного газу

У порівнянні із застосуванням фурм класичної конструкції чиста економія становлять 3,23 \$ США / т сталі для двоконтурної, 6,81 \$ США / т сталі - для двоярусної і 11,61 \$ США / т сталі - для триярусної. При цьому необхідно зазначити, що отримані результати є адекватними тільки для умов вітчизняного виробництва, коли вартість сталевих брухтів нижче вартості рідкого переробного чавуну, що виплавляється в доменних печах без застосування пиловугільного палива.

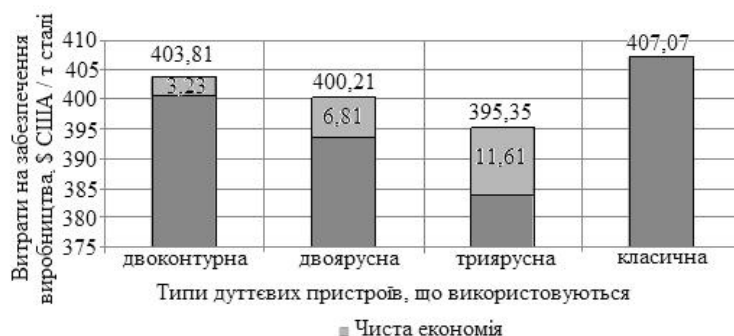


Рисунок 6 – Оцінка впливу конструкції дуттєвих пристроїв для подачі кисню на витрати забезпечення конвертерного виробництва сталі: цифри над кривими - сумарні витрати; цифри на стовпцях - економія при виробництві сталі

Висновки

1. Розрахунково-аналітичним шляхом проведено оцінку впливу конструкцій кисневих фурм на нижчу теплоту згоряння конвертерних газів, що

відходять, для умов комбінованої продувки конвертерної ванни з частковим допаленням CO до CO₂ в порожнині конвертера.

2. Визначено, що при застосуванні класичної конструкції верхньої кисневої фурми нижча теплота згоряння конвертерного газу становить 10 МДж/м³. У порівнянні з класичною конструкцією двоярусна, двоконтурна та триярусна фурми забезпечують зниження нижчої теплоти згоряння конвертерного газу на 8,5, 4,4 та 27,1% відн. відповідно.

4. Підтверджено можливість застосування газоподібних продуктів конвертерної плавки в якості горючих ВЕР, що пов'язано з переважаючим значенням нижчої теплоти згоряння конвертерного газу в порівнянні з доменним газом.

5. Проведено комплексну економічну оцінку впровадження технологій з підвищення ступеня допалювання CO до CO₂ в порожнині конвертера. Відповідно до неї визначено економічну ефективність даних заходів для кон'юнктурних умов вітчизняного металургійного виробництва.

ЛІТЕРАТУРА

1. Бойченко Б.М., Охотский В.Б., Харлашин П.С. Конвертерное производство сталі: теорія, технологія, якість сталі, конструкції агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія: Підручник. – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ». – 2004. – 454с.
2. Рыжавский А.З., Пирогов А.Ю., Зимогляд А.В. Реконструкция газоотводящих трактов большегрузных конвертеров // Экология и промышленность.-2017.- № 3-4.- С. 4-10.
3. Работа 130-т конвертеров, оборудованных двухъярусными фурмами / В.И. Баптизманский, В.О. Куликов, А.Т. Китаев [и др.] // Экспресс-информация ЦНИИ и ТЭИ ЧМ.- 1974.- серия 6.- вып.-3.- С. 1-14.
4. Бойчик І.М. Економіка підприємства: навчальний посібник. - К.: Атіка, 2004. - 480с.
5. ДСТУ 3581 – 97 «Енергозбереження. Методи вимірювання і розрахунку теплоти згоряння палива» - К.:Держстандарт України. – 1999. – 12с.
6. Бережинский А.И., Циммерман А.Ф. Охлаждение и очистка газов кислородных конвертеров. – М.: Металлургия. – 1983. – 272 с.
7. Комбинированная продувка металла с подачей нейтрального газа сверху и через днище конвертера / А.Г. Чернятевич, Р.С. Айзатулов, Л.М. Учитель [и др.] // Сталь.- 1989. –№5. –С. 20 – 23.
8. К вопросу повышения промышленной безопасности конвертеров и экологической безопасности процессов выплавки стали / Л.Г. Тубольцев, В.П. Корченко, В.Ф. Поляков [и др.] // Сборник научных трудов ИЧМ НАНУ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии».-2011. - вып. 24. -С. 258-272

9. Высокотемпературное моделирование продувки конвертерной ванны с использованием двухъярусной кислородной фурмы / А.Г. Чернятевич, В.В. Вакульчук, Л.С. Молчанов [и др.] // Теория и практика металлургии.- 2017. – № 3-4. –С. 79 – 85.
10. Молчанов Л.С., Вакульчук В.В. Газодинамические особенности продувки конвертерной ванны через двухконтурную фурму // Инновационные пути модернизации базовых отраслей промышленности, энерго- и ресурсосбережение, охрана окружающей природной среды: сборник научных трудов VI Международной научно-практической конференции молодых ученых и специалистов, Харьков, 22 – 23 марта 2017 г. – Х.: ГП «УкрНТИЦ «Энергосталь».-2017. – С. 102 – 108.
11. Термодинамическое и высокотемпературное моделирование комбинированной продувки конвертерной ванны с использованием трехъярусной кислородной фурмы / А.Г. Чернятевич, Л.С. Молчанов, П.О. Юшкевич, М.К. Чубин // Сборник научных трудов ИЧМ НАНУ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». – 2017 – вып. №31. – С. 110 – 121.
12. Кривандин В.А., Егоров А.В. Тепловая работа и конструкция печей черной металлургии: Учебник для вузов. – М.: Металлургия, 1989. – 462с.
13. Ефименко Г.Г., Гиммельфарб А.А., Левченко В.Е. Металлургия чугуна - К.: Высшая школа. Главное издательство, 1981. – 496 с.
14. Губинский В.И. Металлургические печи: Учеб. пособие. - Днепропетровск: НМетАУ, 2006. – 85с.

REFERENCES

1. Boychenko B.M., Ohotskiy V.B., Harlashin P.S. Konverterne virobnitstvo stall: teoriya, tehnologiya, yakist stall, konstruktsiyi agregativ, retsirkulyatsiya materialiv i ekologiya: Pidruchnik. – Dnipro-petrovsk: RVA «Dnipro-VAL». – 2004. – 454s.
2. Ryizhavskiy A.Z., Pirogov A.Yu., Zimoglyad A.V. Rekonstruktsiya gazootvodyaschih traktov bolshegruznyih konverterov // Ekologiya i promyshlennost.-2017.- # 3-4.-S. 4-10.
3. Rabota 130-t konverterov, oborudovannyih dvuh'yarusnyimi furmami / V.I. Baptizmanskiy, V.O. Kulikov, A.T. Kitaev [i dr.] // Ekspres-informatsiya TsNII i TEI ChM.- 1974.- seriya 6.- vyip.-3.- S. 1-14.
4. Boichyk I.M. Ekonomika pidpriemstva: navchalnyi posibnyk. - K.: Atika, 2004. - 480с.
5. DSTU 3581 – 97 «Enerhozberezhennia. Metody vymiriuvannia i rozrakhunku teploty zghoriannia palyva» - K.:Derzhstandart Ukrainy. – 1999. – 12s.5.
6. Berezhinskiy A.I., Tsimmerman A.F. Ohlazhdenie i ochistka gazov kislorodnyih konverterov. – М.: Metallurgiya. – 1983. – 272 s.
7. Kombinirovannaya produvka metalla s podachey neytralnogo gaza sverhu i cherez dnische konvertera / A.G. Chernyatevich, R.S. Ayzatulov, L.M. Uchitel [i dr.] // Stal.- 1989. –#5. – S. 20 – 23.
8. K voprosu povysheniya promyshlennoy bezopasnosti konverterov i ekologicheskoy bezopasnosti protsessov vyiplavki stali / L.G. Tuboltsev, V.P. Korchenko, V.F. Polyakov [i dr.] // Sbornik nauchnyih trudov IChM NANU «Fundamentalnyie i prikladnyie problemyi chernoy metallurgii».-2011. - vyip. 24. -S. 258-272

9. Vyisokotemperaturnoe modelirovanie produvki konverternoy vannyi s ispolzovaniem dvuh'yarusnoy kislorodnoy furmy / A.G. Chernyatevich, V.V. Vakulchuk, L.S. Molchanov [i dr] // Teoriya i praktika metallurgii.- 2017. – # 3-4. –S. 79 – 85.
10. Molchanov L.S., Vakulchuk V.V. Gazodinamicheskie osobennosti produvki konverternoy vannyi cherez dvuhkonturnuyu furmu // Innovatsionnyie puti modernizatsii bazovyih otrasley promyshlennosti, energo- i resursosberezhenie, ohrana okruzhayushey prirodnoy sredyi: sbornik nauchnyih trudov VI Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii molodyih uchenyih i spetsialistov, Harkov, 22 – 23 marta 2017 g. – H.: GP «UkrNTTs «Energostal».-2017. – S. 102 – 108.
11. Termodinamicheskoe i vyisokotemperaturnoe modelirovanie kombinirovannoy produvki konverternoy vannyi s ispolzovaniem treh'yarusnoy kislorodnoy furmy / A.G. Chernyatevich, L.S. Molchanov, P.O. Yushkevich, M.K. Chubin // Sbornik nauchnyih trudov IChM NANU «Fundamentalnyie i prikladnyie problemyi chernoy metallurgii». – 2017. – vyip. #31. – S. 110 – 121.
12. Krivandin V.A., Egorov A.V. Teplovaya rabota i konstruktsiya pechey chernoy metallurgii: Uchebnik dlya vuzov. – M.: Metallurgiya, 1989. – 462s.
13. Efimenko G.G., Gimmelfarb A.A., Levchenko V.E .Metallurgiya chuguna - K.: Vysshaya shkola. Glavnoe izdatelstvo, 1981. – 496 s.
14. Gubinskiy V.I. Metallurgicheskie pechi: Ucheb. posobie. - Dnepropetrovsk: NMetAU, 2006. – 85s.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ФОРМУВАННЯ ДВОФАЗНОЇ ЗОНИ ВИЛИВКА ІЗ АЛЮМІНІЄВОГО СПЛАВУ ЕВТЕКТИЧНОГО СКЛАДУ, ЩО ТВЕРДНЕ ПРИ НАРОСТАЮЧОМУ ГАЗОВОМУ ТИСКУ

Анотація. В статті описана математична модель визначення динаміки масопереносу в процесі живлення двофазної зони виливка із алюмінієвого сплаву евтектичного складу. Отримані залежності кількості рідкої фази в локальних об'ємах в двофазній зоні.

Ключові слова: математична модель, теплоперенос, масоперенос, фільтрація, усадка, алюмінієвий сплав, евтектика.

Annotation. The article describes a mathematical model for determining the dynamics of mesooperations in the process of supplying a two-phase casting zone of an aluminum alloy eutectic composition. The dependences of the amount of liquid phase in local volumes in the two-phase zone are obtained.

Keywords: mathematical model, heat transfer, mass transfer, filtration, shrinkage, saliva, aluminum, eutectic composition.

Вступ

Відомо, що математичне моделювання процесу затвердіння виливка є невід'ємною частиною розробки ливарних технологій. При цьому, застосування імітаційного комп'ютерного експерименту на ранньому етапі відпрацювання технології лиття дозволяє усунути або максимально відкоригувати можливі дефекти в найкоротший термін. На даний момент ринок систем комп'ютерного моделювання ливарних процесів насичений програмними засобами, що добре зарекомендували себе (MAGMASOFT, LVMFlow, ProCAST, CSS PoligonSoft та ін.), які дозволяють одержати розподіл теплових полів у виливку. Аналіз теплових полів дозволяє отримати достовірну інформацію про розташування теплових вузлів, областей з недостатньою або надмірною динамікою затвердіння, але при цьому розрахунок усадкової раковини та макрошпаристості проводиться на підставі критеріальних оцінок [1]. Слід зазначити, що перераховані вище програмні комплекси реалізують широкий спектр специфічних ливарних технологій, таких як безперервне лиття, відцентрове лиття, лиття за витоплюваними моделями, але не дозволяють достатньо коректно враховувати можливість застосування регульованого газового тиску [2, 3] на систему виливок-форма.

Шпаристість є одним з основних дефектів виливків, що призводить до зниження механічних властивостей. Даний дефект виникає в результаті недостатнього або утрудненого живлення двофазної зони, тому актуальною проблемою є розробка математичних моделей формування двофазної зони виливків, що тверднуть в умовах наростаючого газового тиску, зокрема виливків із алюмінієвих сплавів евтектичного складу, що є одними з найпоширеніших для виготовлення фасонного литва.

Фізичні аспекти живлення двофазної зони в металах

Як відомо, для більшості металів і сплавів характерна наявність температурного інтервалу затвердіння, викликаного наявністю в розплаві фаз із різною температурою затвердіння. Окрім того, фізичні властивості реальних металів і сплавів істотно залежать від температури, зниження якої призводить до усадки сплаву як в рідкому, так і в затверділому стані. Зменшення об'єму в процесі затвердіння повинне компенсуватися розплавом, тобто повинно здійснюватися живлення двофазної зони. У випадку утруднення живлення двофазної зони в кінцевому рахунку утвориться локальна шпаристість. Так само, локальне зниження тиску призводить до газової сегрегації та утворення пор (рисунок 1).

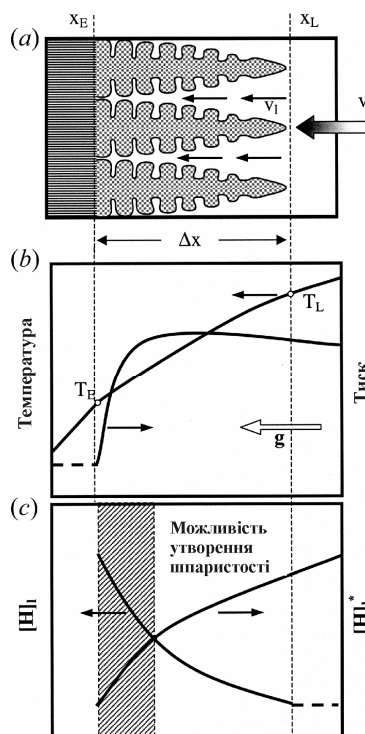


Рисунок 1 –Схематичне зображення (а) 1-D двофазної зони; (б) профілі температури і тиску (гравітація g направлена вліво); (с) концентрація газу, $[H]_1$,

межа розчинності газу в рідині, $[H]_1^*(T, \rho, c_1)$ [4]

Крім того, під час затвердіння відбувається відвід газу на межі розділу твердої та рідкої фаз, що призводить до збільшення концентрації газу в розплаві. При досягненні концентрацією критичного значення, яке залежить від межі розчинності газу в рідині, пори можуть утворюватися і рости. Таким чином, інформація про динаміку розвитку шпаристості залежно від параметрів сплаву та конкретних умов затвердіння, що обумовлені ливарною технологією, дозволяє істотно скоротити утворення дефектів виливків, викликаних шпаристістю.

**Математична модель живлення двофазної зони металевих виливків,
що тверднуть під впливом регульованого газового тиску**

Затвердіння металів і сплавів супроводжується складними фізико-хімічними процесами, що протікають у розплаві. Найбільш важливі з них обумовлені: виділенням тепла при фазовому переході; переносом тепла за рахунок конвективних потоків у рідкій фазі; складністю реальних граничних умов теплообміну; неоднорідністю властивостей сплаву; залежністю теплофізичних параметрів від температури; складністю геометрії виливка. У роботах [5 - 7] наведений опис клинно-автоматної математичної моделі для опису металургійних процесів з фазовими переходами, що забезпечує коректне врахування термодинамічних властивостей матеріалів. Також запропоновані та досліджені клітинно-автоматні правила для опису фазового переходу в сплавах з рухливим фронтом затвердіння, у бінарних квазірівноважних сплавах і сплавах зі складною структурою фазового переходу [7]. Дана термодинамічна клітинно-автоматна модель дозволяє однозначно визначати стан розплаву і його температуру в межах двофазної зони.

Розглянемо процес живлення двофазної зони на макрорівні. На рисунку 2 наведена одномірна модель живлення локальних об'ємів у процесі затвердіння.

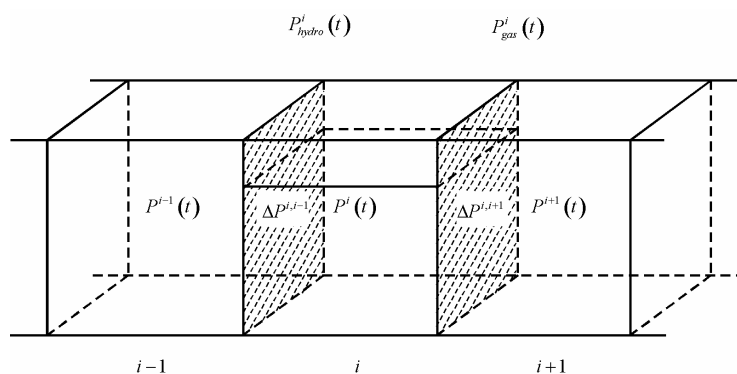


Рисунок 2 – 1-D модель живлення елементарних об'ємів двофазної зони

Як відомо, у більшості металів і сплавів теплофізичні параметри істотно залежать від температури. Наприклад, щільність і коефіцієнт теплопровідності менші для рідкого стану, а питома теплоємність - більша.

У процесі усадки металу при затвердінні локальний об'єм i виявляється не повністю заповненим через збільшення щільності при зменшенні температури. У зв'язку з цим, важливою задачею є визначення кількості металу, що здатний забезпечити живлення даного локального об'єму. Об'єм живлення дорівнює

$$V^i(t) = \frac{m_V^i}{\rho^i(T^i(t))}, \quad (1)$$

$$V^i(t-1) = \frac{m_V^i}{\rho^i(T^i(t-1))}, \quad (2)$$

$$\Delta V^i(t) = \frac{m_V^i}{\rho^i(T^i(t))} - \frac{m_V^i}{\rho^i(T^i(t-1))} = m_V^i \left(\frac{1}{\rho^i(T^i(t))} - \frac{1}{\rho^i(T^i(t-1))} \right), \quad (3)$$

де $V^i(t)$ – об'єм, m_V^i – маса, $\rho^i(T^i(t))$ – щільність, $T^i(t)$ – температура i -го локального об'єму в момент часу t .

Будемо розглядати процес живлення i -го локального об'єму в ізотермічному наближенні. Визначимо тиск живлення P_{supply} для i -го локального об'єму.

$$P^i(t)V^i(t) = P^i(t-1)V^i(t-1), \quad (4)$$

$$P^i(t) = \frac{P^i(t-1)V^i(t-1)}{V^i(t)}, \quad (5)$$

Локальні об'єми в процесі живлення двофазної зони піддаються дії тиску гідростатичного напору P_{hydro} і впливу регульованого газового тиску P_{gas} .

$$P^i(t-1) = P_{hydro}^i(t-1) + P_{gas}^i(t-1), \quad (6)$$

$$P^i(t) = P_{hydro}^i(t) + P_{gas}^i(t) + P_{supply}^i(t). \quad (7)$$

Підставимо (6), (7) в (5) і одержимо співвідношення для $P_{supply}^i(t)$.

$$\begin{aligned} P_{hydro}^i(t) + P_{gas}^i(t) + P_{supply}^i(t) &= \frac{(P_{hydro}^i(t-1) + P_{gas}^i(t-1)) \frac{m_V^i}{\rho^i(T^i(t-1))}}{\frac{m_V^i}{\rho^i(T^i(t))}} = \\ &= (P_{hydro}^i(t-1) + P_{gas}^i(t-1)) \frac{\rho^i(T^i(t))}{\rho^i(T^i(t-1))}, \end{aligned}$$

$$P_{supply}^i(t) = (P_{hydro}^i(t-1) + P_{gas}^i(t-1)) \frac{\rho^i(T^i(t))}{\rho^i(T^i(t-1))} - (P_{hydro}^i(t) + P_{gas}^i(t)). \quad (8)$$

Кількість речовини Δm^i , що надійде через поверхню контакту i -го локального об'єму за час Δt знаходимо з співвідношення

$$\Delta m^i = (P^{i-1}(t) - P^i(t)) \frac{s_{unit}^{i-1,i}}{v^{i-1,i}} \Delta t + (P^i(t) - P^{i+1}(t)) \frac{s_{unit}^{i,i+1}}{v^{i,i+1}} \Delta t, \quad (9)$$

де $s_{unit}^{i-1,i}$, $s_{unit}^{i,i+1}$ – площі контакту одиничних об'ємів, $v^{i-1,i}$, $v^{i,i+1}$ – швидкість протікання рідини крізь зони контакту

$$v^{i-1,i} = \frac{1}{\eta^{i-1,i}(T^i(t))} \frac{P_{supply}^i(t) s_{supply}^{i-1,i}}{l_{supply}^i}, \quad (10)$$

$$v^{i,i+1} = \frac{1}{\eta^{i,i+1}(T^i(t))} \frac{P_{supply}^i(t) s_{supply}^{i,i+1}}{l_{supply}^i}, \quad (11)$$

де $\eta^{i-1,i}(T^i(t))$, $\eta^{i,i+1}(T^i(t))$ – кінематична в'язкість у зоні контакту одиничних об'ємів, $s_{supply}^{i-1,i}$, $s_{supply}^{i,i+1}$ – площа зони контакту, через яку здійснюється живлення i -го локального об'єму, l_{supply}^i – довжина зони живлення в одиничному об'ємі.

Вираз (9) з використанням (10) і (11) має вигляд

$$\begin{aligned} \Delta m^i = & (P^{i-1}(t) - P^i(t)) s_{unit}^{i-1,i} \frac{\eta^{i-1,i}(T^i(t)) l_{supply}^i}{P_{supply}^i(t) s_{supply}^{i-1,i}} \Delta t + \\ & + (P^i(t) - P^{i+1}(t)) s_{unit}^{i,i+1} \frac{\eta^{i,i+1}(T^i(t)) l_{supply}^i}{P_{supply}^i(t) s_{supply}^{i,i+1}} \Delta t. \end{aligned} \quad (12)$$

У формулі (12) співвідношення $s_{supply}^{i-1,i} / s_{unit}^{i-1,i}$ і $s_{supply}^{i,i+1} / s_{unit}^{i,i+1}$ є оцінкою частки площі крізь яку здійснюється живлення i -го локального об'єму. Довжину зони живлення в одиничному об'ємі l_{supply}^i варто співвідносити з характерним розміром одиничного об'єму. При розрахунку Δm^i важливо враховувати умову не перевищення даного значення понад необхідне $\Delta m^i = \Delta V^i(t) \rho^i(T^i(t))$.

Варто зазначити, що при моделюванні процесів живлення в якості параметру розплаву, що характеризує здатність заповнювати локальний об'єм, використовують величину плинності розплаву. Ця величина зворотна в'язкості та має розмірність $1/(Па \cdot c)$. Вираз для швидкості живлення в цьому випадку прийме вигляд

$$v^{i-1,i} = \sigma^{i-1,i}(T^i(t)) \frac{P_{supply}^i(t) s_{supply}^{i-1,i}}{l_{supply}^i}, \quad (13)$$

$$v^{i,i+1} = \sigma^{i,i+1}(T^i(t)) \frac{P_{supply}^i(t) s_{supply}^{i,i+1}}{l_{supply}^i}, \quad (14)$$

де $\sigma^{i-1,i}(T^i(t))$, $\sigma^{i,i+1}(T^i(t))$ – плинність розплаву в зоні живлення одиничного об'єму.

На рисунку 3 показана прийнята розрахункова схема живлення локального об'єму.

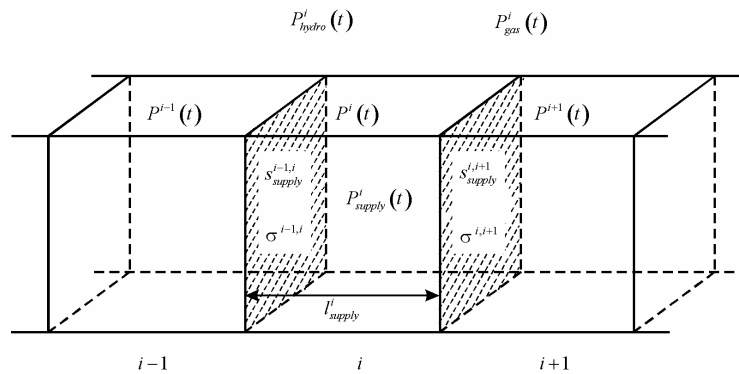


Рисунок 3 – Схема живлення одиничного об'єму

В цьому випадку маса речовини, що забезпечує живлення одиничного об'єму прийме вигляд

$$\begin{aligned} \Delta m^i &= (P^{i-1}(t) - P^i(t)) \frac{l_{supply}^i}{\sigma^{i-1,i}(T^i(t)) P_{supply}^i(t) s_{effect}^{i-1,i}} \Delta t + \\ &+ (P^i(t) - P^{i+1}(t)) \frac{l_{supply}^i}{\sigma^{i,i+1}(T^i(t)) P_{supply}^i(t) s_{effect}^{i,i+1}} \Delta t = \\ &= \frac{l_{supply}^i}{P_{supply}^i(t)} \Delta t \left[(P^{i-1}(t) - P^i(t)) \frac{1}{\sigma^{i-1,i}(T^i(t)) s_{effect}^{i-1,i}} + \right. \\ &\quad \left. + (P^i(t) - P^{i+1}(t)) \frac{1}{\sigma^{i,i+1}(T^i(t)) s_{effect}^{i,i+1}} \right], \end{aligned} \quad (15)$$

де $s_{effect}^{i-1,i} = s_{supply}^{i-1,i} / s_{unit}^{i-1,i}$, $s_{effect}^{i,i+1} = s_{supply}^{i,i+1} / s_{unit}^{i,i+1}$ – ефективна площа, через яку забезпечується живлення i -го локального об'єму з боку $i-1$ та $i+1$ локальних об'ємів.

Таким чином, реалізація математичної моделі живлення двофазної зони в процесі затвердіння в умовах регульованого газового тиску припускає завдання початкових і граничних умов для температури і тиску, а також режиму зміни газового тиску. При цьому на кожній ітерації виконується наступна послідовність обчислень: температура [5, 6, 7], $P_{supply}^i(t)$ (8) і $P^i(t)$ (7), Δm^i (15) та внесення корегувань в теплову задачу.

Граничну кількість речовини, що є необхідною для заповнення об'єму $\Delta V^i(t)$ знаходимо із співвідношення (16)

$$\begin{aligned}\frac{m^i(t)}{\rho^i(T^i(t))} &= \frac{m^i(t-1)}{\rho^i(T^i(t-1))}, \\ \frac{m^i(t-1) + \Delta m^i}{\rho^i(T^i(t))} &= \frac{m^i(t-1)}{\rho^i(T^i(t-1))}, \\ \Delta m^i &= m^i(t-1) \frac{\rho^i(T^i(t))}{\rho^i(T^i(t-1))} - m^i(t-1), \\ \Delta m^i &= m^i(t-1) \left(\frac{\rho^i(T^i(t))}{\rho^i(T^i(t-1))} - 1 \right).\end{aligned}\quad (16)$$

Результати моделювання процесу живлення двофазної зони випливу з алюмінієвого сплаву евтектичного складу

Розглянемо модельну задачу живлення двофазної зони випливу з алюмінієвого сплаву евтектичного складу. У таблиці I наведені термодинамічні параметри алюмінієвого сплаву евтектичного складу.

Таблиця 1

Теплофізичні параметри алюмінієвого сплаву *

Теплофізичні параметр	Солідус	Ліквідус
Щільність, $\text{кг}/\text{м}^3$	25000	2200
Питома теплоємність, $\text{Дж}/\text{кг K}$	1100	1280
Коефіцієнт теплопровідності, $\text{Вт}/\text{м K}$	170	170
Температура фазового переходу $T_f = 580^\circ\text{C}$, прихована теплота фазового переходу $L = 370 \text{ кДж}/\text{кг}$.		

* Довідкова система САМ ЛП "ПОЛІГОН" (С)

На рисунку 4 наведена схема розрахункової задачі.

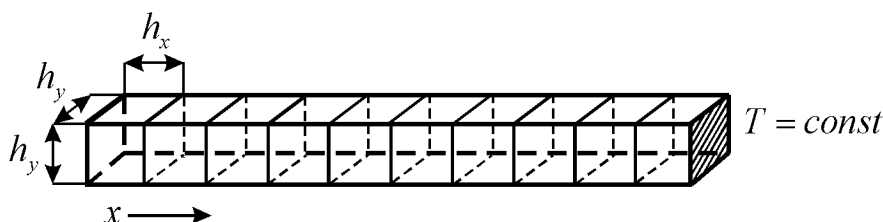


Рисунок 4 – Розрахункова задача

На рисунках 5 – 7 показаний результат розрахунку розподілу температури (рисунок 5), кількості рідкої фази (рисунок 6) і частки заповненого локального

об'єму (рисунок 7). Сімейство кривих відображає динаміку протікання термодинамічного процесу живлення двофазної зони в умовах регульованого газового тиску.

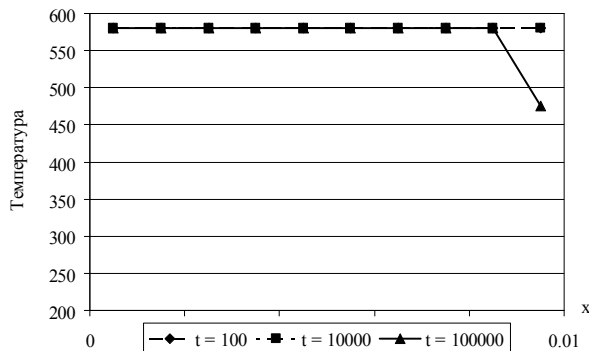


Рисунок 5 – Розподіл температури

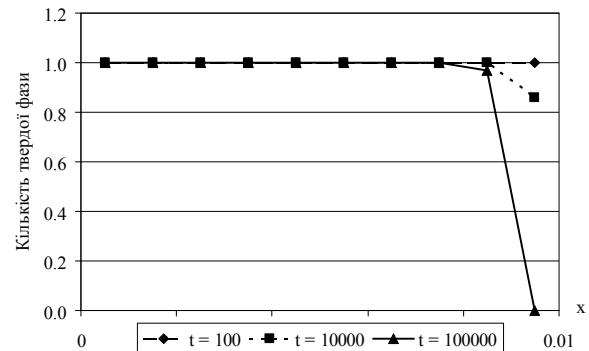


Рисунок 6 – Розподіл кількості рідкої фази

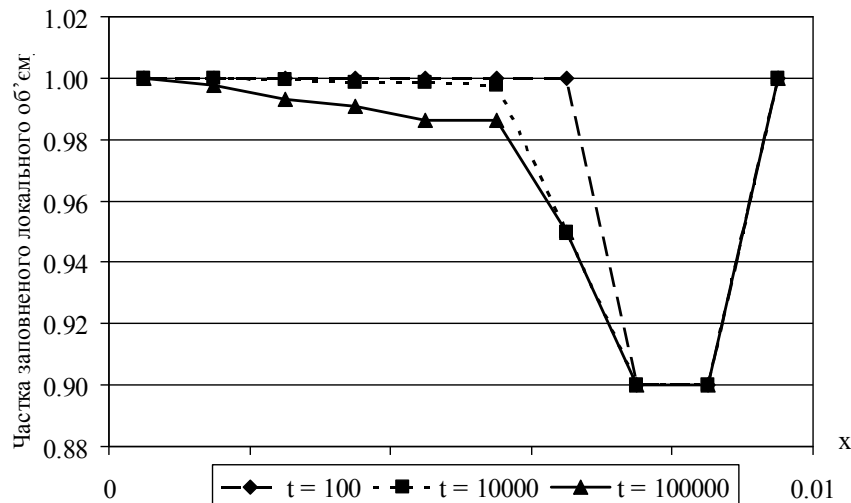


Рисунок 7 – Частка заповнення локального об'єму

Рисунок 7 безпосередньо відображає процес живлення двофазної зони виливку алюмінієвого сплаву евтектичного складу.

Висновки

У статті наведені фізичні аспекти процесу живлення двофазної зони при затвердінні металів і сплавів. Запропонована математична модель живлення двофазної зони металевих виливків, що твердіють під впливом регульованого газового тиску базується на термодинамічній клітинно-автоматній математичній моделі для опису металургійних процесів з фазовими переходами, що забезпечує коректний облік зміни термодинамічних характеристик металів при затвердінні. Модель живлення двофазної зони дозволяє забезпечити коректне врахування регульованого газового тиску в

системі виливок-форма й може бути масштабована на двомірний, тривимірний простір. Наведені результати моделювання процесу живлення двохфазної зони виливку з алюмінієвого сплаву евтектичного складу.

ЛІТЕРАТУРА

1. Selivyorstova T., Mikhalyov A. Analysis of Prediction Mathematical Models of Shrinkage Defects in Castings // 2018 IEEE First International Conference on System Analysis & Intelligent Computing (SAIC). (8-12 Oct. 2018). – Kiev, Ukraine: IEEE, 2018, Page(s):1 – 5/ DOI: 10.1109/SAIC.2018.8516811.
2. Селиверстов В.Ю. Технология газодинамического воздействия на расплав в литейной форме – один из перспективных способов повышения качества металла отливок /В.Ю. Селиверстов //Сучасні проблеми металургії. Наукові праці. – 2007. – Том 10. – С. 25 – 35.
3. Пат. 28858 Україна, МПК (2006) B22D 18/00. Спосіб отримання виливків /Селівьорстов В.Ю., Хричиков В.Є., Доценко Ю.В.; власник патенту Селівьорстов В.Ю. – № 200708968; заявл. 03.08.2007; опубл. 25.12.2007, Бюл. № 21.
4. Ch. Pequet, M. Rappaz, M. Gremaud Modeling of microporosity, macroporosity, and pipe-shrinkage formation during the solidification of alloys using a mushy-zone refinement method: Applications to aluminum alloys // Metallurgical and Materials Transactions A. July 2002, Volume 33, Issue 7, pp 2095–2106.
5. Михайловская Т.В. Трехмерная клеточно-автоматная модель процесса затвердевания металлов и сплавов / Т.В. Михайловская, А.И. Михалев // Сучасні проблеми металургії. Наукові праці. 2006. – Том 9. – С. 102 – 112.
6. Михайловская Т.В. Применение клеточных автоматов для математического моделирования фазового перехода в эвтектических сплавах / Т.В. Михайловская // Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных трудов. 2007. – Выпуск 5 (53). – С. 162 – 170.
7. Михайловская Т.В., Михалев А.И., Гуда А.И. Исследование правил клеточных автоматов для моделирования процессов затвердевания квазиравновесных бинарных сплавов // ААЭК, 2008, №2. с. 19 – 27.

REFERENCES

1. Selivyorstova T., Mikhalyov A. Analysis of Prediction Mathematical Models of Shrinkage Defects in Castings // 2018 IEEE First International Conference on System Analysis & Intelligent Computing (SAIC). (8-12 Oct. 2018). – Kiev, Ukraine: IEEE, 2018, Page(s):1 – 5/ DOI: 10.1109/SAIC.2018.8516811.
2. Seliverstov V.Yu. Tehnologiya gazodinamicheskogo vozdeystviya na rasplav v liteynoy forme – odin iz perspektivnyih sposobov povysheniya kachestva metalla otlivok /V.Yu. Seliverstov // Suchasni problemy metalurhii. Naukovi pratsi. – 2007. – Tom 10. – S. 25 – 35.
3. Pat. 28858 Ukraina, MPK (2006) V22D 18/00. Sposib otrymannia vylyvkiv /Selivorstov V.Iu., Khrychikov V.Ie., Dotsenko Yu.V.; vlasnyk patentu Selivorstov V.Iu. – № 200708968; zaiavl. 03.08.2007; opubl. 25.12.2007, Biul. № 21.

4. Ch. Pequet, M. Rappaz, M. Gremaud Modeling of microporosity, macroporosity, and pipe-shrinkage formation during the solidification of alloys using a mushy-zone refinement method: Applications to aluminum alloys // Metallurgical and Materials Transactions A. July 2002, Volume 33, Issue 7, pp 2095–2106.
5. Mihaylovskaya T.V. Trehmernaya kletочно-avtomatnaya model protsessa zatverdevaniya metallov i splavov / T.V. Mihaylovskaya, A.I. Mihalev // Suchasni problemy metalurhii. Naukovi pratsi. 2006. – Tom 9. – S. 102 – 112.
6. Mihaylovskaya T.V. Primenenie kletочnyih avtomatov dlya matematicheskogo modelirovaniya fazovogo perehoda v evtekticheskikh splavah / T.V. Mihaylovskaya // Sistemnyie tehnologii. Regionalnyiy mezhvuzovskiy sbornik nauchnyih trudov. 2007. – Vyipusk 5 (53). – S. 162 – 170.
7. Mihaylovskaya T.V., Mihalev A.I., Guda A.I. Issledovanie pravil kletочnyih avtomatov dlya modelirovaniya protsessov zatverdevaniya kvaziravnovesnyih binarnyih splavov // AAEEKS, 2008, #2. s. 19 – 27.

С.И. Семькин, Т.С. Голуб, С.А. Дудченко, В.В. Вакульчук

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ОСОБЕННОСТЕЙ ВЛИЯНИЯ НИЗКОВОЛЬТНОГО ПОТЕНЦИАЛА НА ПОВЕДЕНИЕ ШЛАКО-МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ВАННЫ ПРИ ПРОДУВКЕ СВЕРХУ

Анотація. Високотемпературними дослідженнями особливостей прояву впливу низьковольтного потенціалу на конвертерну ванну підтверджені тенденції, виявлені на промислових конвертерах щодо: впливу позитивної полярності на фурмі на підвищення температури ванни та провідна роль характеру процесу шлакоутворення на величину сили струму в ланцюзі фурма- ванна. Встановлено змінний за ходом продувки характер підйому і осідання шлакової фази з протилежним напрямком для двох полярностей потенціалу. Виявлено, що варіант з позитивною полярністю на фурмі відрізнявся проміжним рівнем формованих шлако-металевих бризок, незважаючи на візуально найменшу кількість шлакової фази, а варіант з негативною полярністю - більш раннім наведенням шлаку з найбільшим рівнем його підйому і з найменшою кількістю бризок. Встановлено вплив низьковольтного потенціалу на зниження рівня втрат металу зі шлаком: при негативній полярності в більшій мірі з корольками, а при позитивній - з оксидами заліза в шлаку.

Ключові слова: високотемпературна модель, киснева продувка, шлако-металева ванна, низьковольтний потенціал

Abstract. High-temperature investigation of the features of the low-voltage potential influence on the converter bath confirmed the trends identified in industrial converters: the effect of positive polarity on the lance on the metal bath temperature rise and on the leading role of the character of the slag formation process on the value of the current in the lance-metal bath circuit. A variable character of slag phase behavior with the opposite direction for the two polarities of the applied potential was established. It was revealed that the variant with positive polarity on the lance differed by the intermediate level of the formed slag-metal splashes, despite the visually smallest amount of the slag phase, and the variant with negative polarity - by earlier liquid slag formation with the highest level of its rise and with the smallest splashes. The effect of the low-voltage potential on reducing the level of metal losses with slag was established: at negative polarity with the metal drops, and at positive polarity with iron oxides in the slag.

Keywords: high-temperature model, oxygen blowing, slag-metal bath, low-voltage potential

Постановка проблемы

В настоящее время кислородно-конвертерный процесс является основным и наиболее экономичным способом производства стали. Несмотря на достаточно длительный период своего существования и всестороннего исследования его потенциал повышения технико-экономических показателей

достаточно высокий, что придает актуальность исследованиям, направленным на использование этих резервов и решение главных задач – повышения эффективности производства и ресурсосбережение.

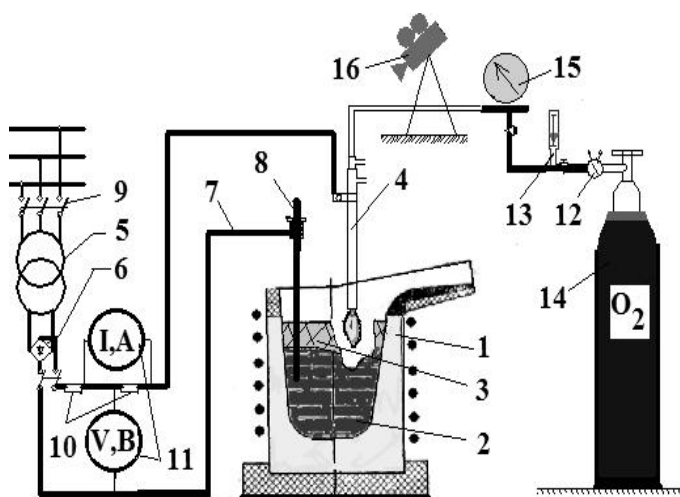
Анализ последних исследований и постановка цели

Многочисленные промышленные опыты в конвертерах 60-т, 160-т и 250-т в периоды освоения в ИЧМ НАНУ метода подвода низковольтных потенциалов к фурме и металлическому расплаву показали возможность улучшение ряда важных технологических показателей выплавки стали [1]. Целью данных исследований было выявление в лабораторных условиях причин и особенностей влияния внешнего низковольтного потенциала на шлако-металлическую ванну по ходу продувки металла в кислородных конвертерах.

В работе рассмотрены результаты лабораторных высокотемпературных исследований эффектов, возникающих, при прохождении электрического тока по электрической цепи: фурма- сталеплавильная ванна.

Методика проведения экспериментов

На лабораторной базе ДГТУ была разработана и создана модельная установка (рис. 1) [2], на базе индукционной 160-т печи, которую дооборудовали системами: подачи кислорода через верхнюю фурму, отвода отходящих газов и электрической схемой подвода низковольтных потенциалов к фурме и конвертерной ванне.



- 1-индукционная печь,
- 2-жидкий металл, 3 – шлак,
- 4 – продувочная фурма,
- 5 – источник тока,
- 6 – выпрямитель тока,
- 7 – медные подводы тока,
- 8 – контактный электрод,
- 9 – пускатель,
- 10 – сопротивления,
- 11- регистрирующие приборы,
- 12- редуктор, 13 – ротаметр,
- 14 – баллон с кислородом,
- 15 – цифровой манометр,
- 16 – видеокамера

Рисункок 1 – Функціональна схема проведення опытов по высокотемпературному моделированию

До начала эксперимента в индукционной печи расплавляли 100-120 кг чугуна с содержанием углерода 4,2-3,2 % масс. и нагревали до температуры 1450- 1550° С. После печь выключали, фурму разворачивали в сторону печи и опускали до рабочего положения порядка 25-30 калибров диаметра сопла над расплавом (величина, характерная для промышленных конвертеров). Для продувки применяли четырех сопловую фурму (диаметр сопла 1,7 мм, угол наклона к оси фурмы 14°). С началом подачи кислорода (чистотой порядка 99,2 % при расходе 0,18 м³/мин) включали подачу напряжения на фурму и контактный электрод от низковольтного источника тока. Было проведено 6 опытных продувок по трем вариантам: без воздействий (вариант 1) и с подводом низковольтного потенциала отрицательной (вариант 2) и положительной (вариант 3) полярности к фурме (и соответственно противоположной полярности к контактному электроду). Длительность продувки металла была ограничена по причине недопустимости появления в открытом тигле индукционной печи заметного вспенивания шлака, что характерно для периода максимальной скорости процесса обезуглероживания металлического расплава. С целью повышения проводимости шлакового слоя плавки проводились с дополнительным вводом оборотного конвертерного шлака в количестве порядка 10 %.

Для выявления влияния низковольтного потенциала на процесс вспенивания шлака и подъем ванны в процессе продувки на ряде плавов после расплавления присадки оборотного шлака производили отключение/включение подаваемого к фурме и ванне напряжения.

Непрерывно, начиная с момента опускания фурмы в печь и до момента прекращения продувки, производилась регистрация на ПК ряда показателей: давления кислорода перед фурмой, силы тока в цепи фурма – расплав, а также производилась видеозапись подфурменной области с помощью закрепленной в штативе скоростной видеокамеры CASIO EXILIM EX F1 (частота записи 300 кадров в секунду).

Изложение основного материала исследований

Исследованиями в индукционной печи, в первую очередь, установлены визуальные различия в характере продувки без воздействий и при использовании отрицательной и положительной полярностей потенциала на фурме, которые впоследствии были проанализированы при покадровом просмотре видеоматериалов. На рис. 2 показаны особенности взаимодействия кислородных струй с металлическим расплавом по опытным вариантам, отражающие характерное влияние полярности низковольтного потенциала на

процесс продувки в определенные периоды продувки плавки. Отмечено, что плавки, проводимые по варианту 1, в течение всей продувки отличались более медленным усвоением присаженной порции шлака и меньшим уровнем светимости подфурменной области. Визуально для продувок по варианту 1 было характерно наибольшее количество брызг капелек металла и шлака различных размеров, особенно на начальном этапе продувки, что отражает вероятность более высоких потерь металла вследствие его выноса.

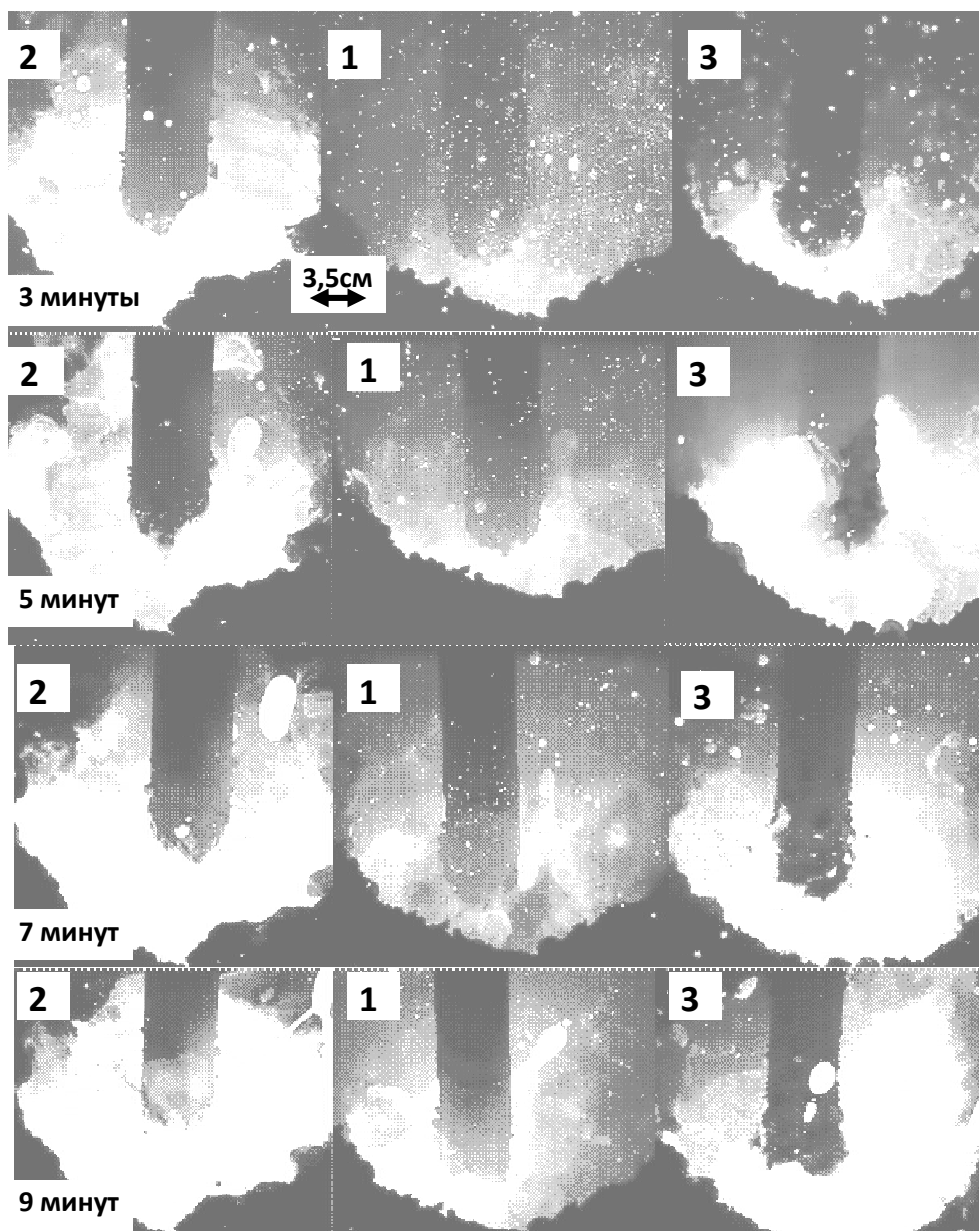


Рисунок 2 – Фрагменты видеозаписи продувки расплава чугуна через 4-х сопловый наконечник на различных минутах продувки, по опытным вариантам:
1 – без воздействий, 2 - отрицательная полярность на фурме,
3 – положительная полярность

Плавки, проведенные по варианту 2, отличались визуально наибольшим уровнем подъема ванны, а значит и большим объемом формируемого шлака,

что можно пояснить не только активным усвоением (растворением) присаженной порции оборотного шлака, но и дополнительным поступлением (выталкиванием) шлака из реакционных зон на всех этапах продувки. Кроме этого исследования показали, что отрицательной полярности на фурме по ходу продувки характерно формирование вязких пробивающих слой шлака всплесков в виде столбиков, поднимающихся на значительную высоту над шлаковым расплавом, и которые под влиянием поверхностных сил на каком-то этапе развития всплеска разрушались на капли с размерами, сопоставимыми с диаметром всплеска, и меньших размеров.

Установленный эффект, вероятно, можно пояснить особенностями процесса обезуглероживания металла при отрицательной полярности, влияние которой проявляется в активизации подшлакового «кипения» с образованием мелких пузырьков СО, сливающихся в более крупные образования, и, при определенной критической величине объема укрупненного пузыря, за счет сил Архимеда газ выталкивающиеся вверх, поднимая купол вязкого шлака на значительную высоту. Указанный эффект коррелируется с результатами проведенных ранее исследований, указывающих на формирование при отрицательной полярности крупнопористых с большим количеством пор шлаков [3-4].

Для плавов, проведенных по варианту 3, характерным было визуально наибольшая интенсивность свечения подфурменной зоны по ходу продувки, которая, по-видимому, отражает наибольший температурный уровень ванны в этом варианте. На данных продувках присаженная порция шлака активно растворялась и по ходу продувки шлаку было присуще активное «кипение» с формированием ярких вспышек – свищей на поверхности. Визуально продувки по варианту 3 отличались наименьшим количеством брызг.

По полученным видеозаписям путем посекундного анализа видеоматериала была произведена оценка уровня подъема шлако-металлической ванны по ходу продувки, результаты которой представлены на рис. 3. Выявлено, что по ходу продувки для всех опытных вариантов в данных лабораторных условиях уровень подъема ванны имел переменный характер, с достижением максимумов подъема на 6 минуте в варианте 1 и 3 и на 8 минуте в варианте 2. При этом наиболее высокие значения подъема уровня ванны соответствовали вариантам с подводом низковольтного потенциала, особенно в варианту с отрицательным потенциалом на фурме в течение практически всего времени продувки.

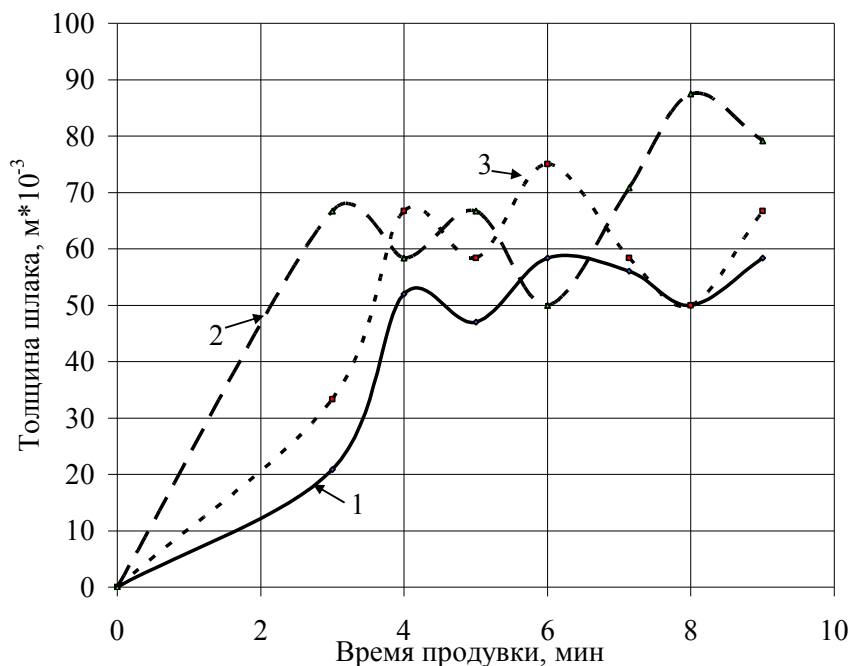


Рисунок 3 – Диаграмма изменения уровня подъема шлако-металлической ванны по ходу продувки по опытным вариантам: 1 – без воздействий, 2 - отрицательная полярность на фурме, 3 – положительная полярность

Установленные визуальные различия в поведении жидкой ванны по ходу продувки по опытным вариантам и различия в уровне подъема ванны связаны, как с особенностями воздействия подводимого потенциала той или иной полярности на протекание основных окислительно-восстановительных процессов по ходу продувки, так и с влиянием различной полярности на фурме на физические характеристики (поверхностное натяжение, кинематическая вязкость) самого шлакового расплава, описанные в работах [3-4].

Дополнительно на части экспериментов были проведены исследования особенности реакции отклика сталеплавильной ванны на кратковременное чередование операции включения/выключения потенциала продолжительностью по 34-35 секунд при различных вариантах подведения потенциала. Опыты были проведены в сопоставимые (для изучаемых опытных вариантов) периоды продувки. На рис. 4 приведены участки диаграмм изменения силы тока в цепи фурма- жидкая ванна в период проведения операции по включению/выключению потенциала по вариантам 2 и 3 соответственно (на рисунках время продувки обнулено относительно начала проведения операции включения/выключения потенциала).

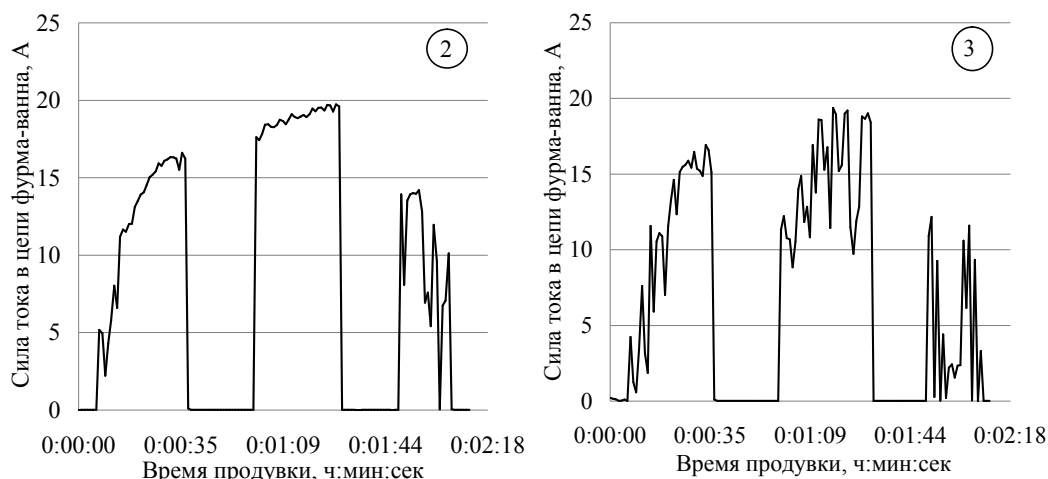


Рисунок 4 – Участки токовых диаграмм, записанные при чередовании операции по включению/выключению потенциала, по опытным вариантам с подводом низковольтного потенциала: 2 – отрицательная полярность на фурме, 3 – положительная полярность

Как описано в методике, для данных плавов было характерным добавление в самом начале продувки оборотного конвертерного шлака в количестве 10 % от веса чугуна. Из диаграмм следует, что присадка шлака, содержащего окислы железа, повышает проводимость сталеплавильной ванны и позволяет получить силу тока в цепи фурма – ванна сразу же после включения потенциала. При первом включении потенциала отрицательной полярности первоначально появились небольшие значения силы тока, которые затем увеличивались до максимальных значений, вероятно, по мере расплавления оборотного шлака. Это свидетельствует о том, что оборотный шлак активизирует процессы, на которые влияет отрицательная полярность потенциала, в частности накопление в шлаке оксидов железа, повышающих проводимость среды. При положительной полярности на фурме сила тока, подобно варианту с отрицательной полярностью, достигла своих наибольших значений плавно после включения потенциала. Это, по-видимому, обусловлено быстрым расплавлением оборотного шлака в силу развиваемых высоких температур в этом варианте с повышением проводимости ванны. Однако, в данном варианте также наблюдается анодное восстановление окислов железа из шлака, что приводит к снижению проводимости ванны, а, следовательно, и силы тока в цепи фурма – ванна, что проявляется в скачкообразном характере изменения силы тока.

При выключении потенциала с отрицательной полярностью на фурме визуально уровень ванны продолжал подниматься, что отражало интенсификацию процесса горения кремния, а при выключении потенциала с положительной полярностью на фурме отмечено увеличение высоты и яркости свечения факела над горловиной конвертера, что свидетельствовало о раннем

начале окисления углерода, в период, когда еще должен окисляться кремний (в результате температура ванны продолжала повышаться).

При повторном включении потенциала обеих полярностей процесс формирования шлака продолжался, сопровождаясь увеличением силы тока. При отрицательной полярности сила тока плавно (без значительных колебаний) нарастала вплоть до момента отключения потенциала, что соответствовало накоплению шлака с подъемом ванны и обеспечением ровного и постоянного электрического контакта в цепи фурма – металлический расплав. При положительной полярности сила тока скачкообразно увеличивалась до максимальных для этого периода продувки значений, а затем также скачкообразно начала снижаться, что соответствовало сначала подъему ванны за счет развития процесса окисления углерода после его включения, а затем восстановлению железа из окислов с ухудшением проводимости ванны, а, следовательно, и уменьшению силы тока. То есть условия для шлакообразования с точки зрения обеспечения электрического контакта между фурмой и ванной были менее благоприятными в варианте 3.

Визуально также отмечено, что выключение низковольтного потенциала в варианте 2 на 20 секунд не вызвало снижения уровня подъема ванны, и сила тока после включения продолжила повышаться до максимальных значений за счет увеличения поверхности соприкосновения шлако-металлической фазы с корпусом фурмы. Это, кроме приведенных выше объяснений, свидетельствует о том, что результат направленного активизирующего действия низковольтного потенциала данной полярности на шлакообразование и протекание основных процессов продолжался еще некоторое время (5-15 секунд) после разрыва внешней цепи [3,4].

В варианте 3 первое отключение и повторное включение потенциала несколько ухудшило контакт, о чем свидетельствует более низкий по сравнению с вариантом 2 уровень подъема силы тока.

Последующее повторное выключение и третье включение потенциала в обоих вариантах значительно осадило уровень ванны, что привело к снижению максимального уровня силы тока в цепи фурма – ванна (с 19 А до 14,5 А в варианте 2 и с 17 до 12,5 А в варианте 3). Кроме того, в варианте 2 это привело к значительным колебаниям зарегистрированных значений силы тока, а в варианте 3 – к снижению уровня ванны и значительному ухудшению контакта в цепи.

Следовательно, проведенным дополнительным исследованием реакции шлако-металлической ванны на операцию включения/выключения потенциала было установлено наличие некоторого периода последствия низковольтного потенциала после разрыва электрической цепи, особенно при

отрицательной полярности на фурме. Также полученные результаты свидетельствуют о наличии возможности направленного воздействия (корректировки) на процесс подъема ванны без ухудшения условий шлакообразования путем осуществления данной операции включения/выключения.

Химический анализ проб металла, а также уровень температуры ванны, полученные до и после проведения продувок, представлены в таблице 1. Выявлено, что после продувки кислородом наибольшее повышение температуры обеспечивалось в варианте 3, тогда как наименьшее повышение температуры соответствовало продувкам по варианту 1. Анализ изменения уровня содержания основных компонентов металла за время продувки показал, что для плавов, проведенных по варианту 2, отмечен меньший уровень окисления углерода, но больший уровень окисления кремния, чем в варианте 1. В то время как в варианте 3 отмечен противоположный характер влияния на окисление примесей. Полученные результаты коррелируются с результатами проведенных ранее работ [3,4].

Таблица 1

Средний уровень полученных показателей лабораторных продувок

№ п.п.	Параметры продувки	Опытные варианты		
		Вариант 1	Вариант 2	Вариант 3
1	Температура чугуна, °C	1478	1450	1410
2	Температура металла, °C	1630	1615	1638
3	Прирост температуры за продувку, °C	152	165	228
4	Хим.состав чугуна, %масс:			
	-углерод	4,32	4,42	4,26
	-кремний	0,94	0,97	0,90
5	Хим.состав металла, %масс			
	- углерод	1,42	1,63	1,20
	-кремний	0,010	0,012	0,028
6	Удельное количество окислов железа в шлаке ^{*)} , кг/т стали	19,30	23,95	15,10
7	Удельное количество Fe металлургического в шлаке, кг/т стали	10,74	4,84	10,94
8	Итого потери металла, кг/т стали	30,04	28,79(-1,25) ^{**)}	26,04(-4,00)

^{*)}определено как:

$$G_{FeO} = G_{\text{шлак}} \cdot (FeO) \cdot 1000 / 100 \cdot G_{\text{сталь}} \quad (1)$$

$$G_{\text{шлак}} = [Si]_{\text{чугун}} \cdot G_{\text{чугун}} \cdot MSiO_2 / [(SiO_2) \cdot MSi] \quad (2)$$

где G_{FeO} удельный вес FeO в шлаке, (кг/т стали), $G_{\text{шлак}}$, $G_{\text{чугун}}$, и $G_{\text{сталь}}$ где вес шлака, чугуна и стали, соответственно (кг), (FeO) и (SiO₂) весовое содержание компонентов в шлаке (масс.%), [Si]_{чугун} содержание кремния в чугуне (масс.%), и MSiO₂ и MSi молярные массы соответствующих компонентов (кг/моль).

^{**)} приведено отклонение от варианта 1

Также полученные результаты свидетельствуют о том, что обе полярности в целом оказывают влияние на снижение потерь металла со шлаком: на 1,25 кг/т стали в варианте 2 и на 4,00 кг/т стали в варианте 3. При этом при отрицательной полярности в большей степени уменьшаются потери с железом в виде коровиков (Fe металлическое): на 5,9 кг/т стали, а при положительной – с окислами железа на 4,2 кг/т стали, безвозвратно теряемыми со шлаком.

Выводы

Высокотемпературными экспериментами подтверждены тенденции, выявленные на промышленных конвертерах: по ранжировке вариантов по силе влияния их на теплосодержание ванны и по ведущей роли характера процесса шлакообразования на величину силы тока в цепи фурма- ванна.

Анализом видеоматериалов установлен переменный по ходу продувки плавки характер подъема и оседания шлаковой фазы, причем изменение этих параметров имеет противоположное направление для двух полярностей подводимого потенциала. Отмечено, что лабораторные продувки отличались по яркости свечения зоны взаимодействия кислородной струи со сталеплавильной ванной: самое яркое свечение подфурменной зоны наблюдалось в варианте 3, самое слабое свечение – в варианте 1. Также отмечено, что вариант 3 отличался промежуточным уровнем формируемых брызг металла и шлака, несмотря на наименьшее из числа изученных вариантов визуальное количество шлаковой фазы, а вариант 2 - более ранним наведением жидкоподвижного шлака с наибольшим уровнем его подъема, что послужило причиной уменьшения брызг металла.

Выявлен специфический эффект по влиянию отрицательной полярности на конвертерную ванну с образованием локальных всплесков в виде столбиков. Предложен вероятный механизм их появления.

Установлено влияние подводимого низковольтного потенциала на снижение уровня потерь металла со шлаком: при отрицательной полярности в большей мере с коровками, а при положительной – с окислами железа в шлаке.

ЛИТЕРАТУРА

1. Семькин С.И. Применение электрического воздействия малой удельной мощности при кислородно-конвертерной плавке стали / С.И. Семькин, В.Ф. Поляков // Сталь.- 2014.- №9.- С.12-16;
2. Чернятевич А.Г. Высокотемпературное моделирование кислородно-конвертерного процесса /А.Г. Чернятевич // Известия ВУЗов. Черная металлургия.- 1991.- № 12.- С. 16-18;

3. Семькин С.И. Исследование особенностей влияния низковольтного потенциала на процессы рафинирования металла в кислородном конвертере/ С.И. Семькин, Т. С. Кияшко, Е.В. Семькина// Металл и литье Украины.- 2011.- №7.- С.29-33;
- 4.Семькина Т. С. Влияние полярности налагаемого на конвертерную ванну электрического потенциала на состояние и химический состав шлакового расплава / Т. С. Семькина, С. И. Семькин // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. - 2008. – выпуск 15. - С.125 – 129.

REFERENCES

1. Semykin S.I., Poliakov V.F. Primenenie elektricheskogo vozdeystviya maloy udelnoy moshnosti pri kislorodno-konverternoy plavke stali [The use of electrical low powered influences at the oxygen-converter steel smelting], Stal', 2014, no.9, P. 12-16;
2. Cherniatevich A.G., Visokotemperaturnoe modelirovanie kislorodno-konverternogo processa [High temperature modeling of BOF process], Izvestiya VUZov, Ch.M., 1991, no. 12, P. 16-18;
3. Semykin S.I., Kiiashko T.S., Semykina E.V., Issledovaniye osobennostey vliyaniya nizkovoltnogo potentsiala na protsessy rafinirovaniya metalla v kislorodnom konvertere [Research of features of influence of low voltage potential on the metal refining process in the basic oxygen furnace], Metall i lit'ye Ukrainy, 2011, no. 7, P. 29-33.
4. T. S. Semykina, S.I. Semykin Vliyanie poljarnosti nalagaemogo na konverternuju vannu elektricheskogo potentsiala na sostojanie i himicheskij sostav shlakovogo rasplava [Influence of the polarity of the imposed on the converter bath electric potential on the state and chemical composition of the slag melt], Fundamentalnyje i prikladniye problemy chernoj metallurgii, 2008, no.15, P. 125-129.

СТЕНДОВОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКОЙ АКТИВИЗАЦИИ ГАЗОВОГО КИСЛОРОДСОДЕРЖАЩЕГО ПОТОКА

Анотація. В роботі викладені результати стендових досліджень з оцінки кількості іонів (за величиною сили іонного струму), що формуються при високовольтній активізації газових струменів, що містять кисень, при їх подачі через кисневу фурму. Встановлено, що в процесі активізації на зрізі сопла фурми утворюється кистьовий розряд, а всередині фурми на електроді - тліючий розряд, що сприяють формуванню в потоці газу заряджених частинок кисню -іонів позитивного й негативного знаку, сила струму яких має яскраво виражену експонентну залежність від відстані до джерела їх утворення (електрода) не залежно від тиску газу або рівня вмісту в ньому кисню.

Виявлено, що заглиблення електроду на величину 10 мм сприяє максимізації значень іонного струму на близьких відстанях до зрізу сопла. А при активізації кисневого потоку кількість іонів на початковій ділянці струменя в 4-5 разів більше, ніж при активізації повітря при однаковому продувному тиску, що, ймовірно, пов'язано з кількістю кисню в продувному газі, який перетворюється в іони.

Ключові слова: продувна фурма, кисневий й кисеньвмісний потік, високовольтний розряд, іонний струм

Annotation. The paper presents the results of stand studies of estimation the number of formed ions (by the magnitude of the ion current strength) during high-voltage activation of gas jets containing oxygen when they are supplied through an oxygen lance. It was established that during the activation process, a brush discharge is formed at the nozzle section of the lance, and a glow discharge is formed inside the lance on the electrode, that contribute to the formation of charged oxygen particles in the flow of blowing gas -ions of positive and negative sign, the current intensity of that has a pronounced exponential dependence on the distance to the source of their formation (electrode) independently of the pressure of the blowing gas or the level of oxygen content in it.

It is revealed that the electrode depth of 10 mm helps maximize the ion current values at close distances to the nozzle section. And with the activation of the oxygen flow, the amount of ions in the initial part of the jet is 4-5 times more than with the activation of air at the same blowing pressure, which is probably due to the amount of oxygen in the gas, which is converted into ions.

Keywords: blowing lance, oxygen and oxygen content stream, high-voltage discharge, ion current

Постановка проблемы

Существующие в настоящее время классические методы продувки ванны кислородом через верхние фурмы, в том числе в комбинации с донным

перемешиванием различными газами, нуждаются в совершенствовании и модернизации с целью обеспечения как ресурсосбережения, так и соблюдения постоянно ужесточающихся экологических норм. В мировой практике все чаще обращаются к нетрадиционным способам интенсификации процессов производства стали, расширяющим возможности существующих процессов и не требующим значительных капиталовложений и кардинальных изменений в цикле производства.

Известно, что для осуществления протекания окислительно-восстановительных реакций в процессе кислородного рафинирования необходимо наличие подвижных заряженных частиц – ионов, как компонентов металлического расплава, так и, в первую очередь, кислорода. Следовательно, новым актуальным направлением в модернизации существующих конвертерных процессов может стать применение в конвертерном производстве электрофизически активизированных газовых струй, содержащих, кислород.

Анализ последних исследований и публикаций, постановка цели

В обычном состоянии все газы почти полностью состоят из нейтральных атомов или молекул [1]. Такой малой доли подвижных частиц, способных переносить заряды, недостаточно для возникновения сколь-нибудь заметного электрического тока для осуществления активизации. Чтобы газ стал электропроводящим, в нем необходимо создать большое количество свободных заряженных частиц, превратив нейтральные молекулы (атомы) в ионы и обеспечив наличие свободных электронов [1-5]. Это можно сделать двумя путями: «внешним», когда заряженные частицы создаются действием какого-нибудь внешнего источника (его называют ионизатором), формирующим несамостоятельный разряд, либо «внутренним», когда заряженные частицы создаются в газе под действием электрического поля, которое затем приводит их в движение и создаст электрический ток – самостоятельный разряд. Установлено, что при определенных условиях образуются как отрицательно заряженные газовые ионы, например: H^- , O^- , O^{2-} и другие, так и при иных условиях – положительные, например: O^+ , O^{2+} и другие [1-5].

Известны многочисленные публикации о способах и устройствах по созданию ионизированного газового потока различного состава (плазменная металлургия) [6-10], однако они базируются на термической плазме, для создания которой требуются значительные электрические вложения.

Основой предлагаемого способа является предварительная активизация кислородного потока за счет электрофизических воздействий мощностью на два – три порядка ниже, что приведет к образованию молекул озона и определенной доли ионов кислорода до момента его взаимодействия с расплавом. Это должно существенно повысить активность газового потока [11], снизить энергетический барьер протекания окислительных реакций и приведет к более полному их протеканию в реакционных зонах в условиях более низких температур, присущих обычным условиям, что приведет к повышению коэффициента усвоения кислорода ванной, сокращая потери кислорода в виде окислов и пыли.

Ионизированный газовый поток может генерироваться в дуговых, высокочастотных и сверхвысокочастотных плазмотронах в тлеющем и коронном разрядах, в мощных лазерах [1-10]. Однако предпочтительным направлением в создании средств активизации (ионизации) потока газа применительно к условиям металлургического производства является способ активизации газового потока высоковольтным разрядом путем создания кистевого или тлеющего электрического разряда на поверхности электрода. Это обусловлено большей простотой реализации данного способа, возможностью широкого регулирования параметров активизации потока, энергетической эффективностью процесса, стабильностью и надежностью в работе.

Целью данной работы было изучение возможности и степени активизации кислородсодержащего газового потока за счет создания кистевого или тлеющего электрического разряда.

Методика проведения исследований

В рамках проведенной работы на лабораторном участке отдела Физико-технических проблем металлургии стали ИЧМ НАНУ был создан стенд для исследования высоковольтной активизации газового потока, истекающего из продувочной фурмы, при свободном распространении (рис. 1). Основным элементом разработанного стенда был прозрачный сосуд емкостью 25 литров, выполненный из карболита, герметично закрепленный на созданной для проведения исследований по активизации газовых струй кислородной фурме со сменным сопловым наконечником.

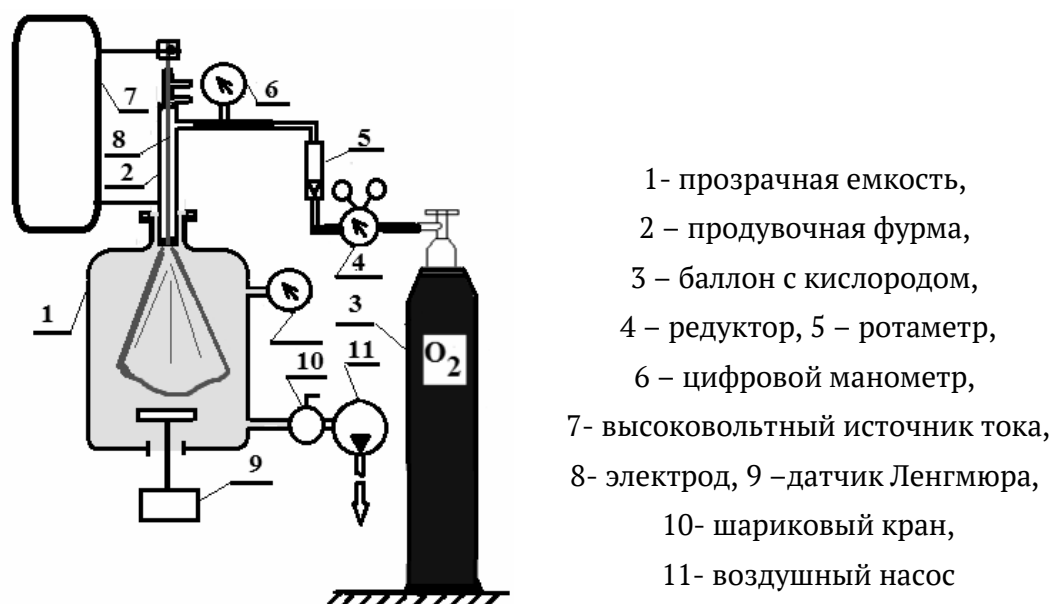


Рисунок 1 – Функциональная схема стенда физического моделирования

Для создания активизации кислородной струи на выходе из фурмы стенд был оборудован электрической схемой и высоковольтным источником, а фурма оснащена электрически изолированным электродом, формирующим в газовом потоке тлеющий и коронный разряды.

Исследования по установлению закономерностей образования и распространения ионов при продувке кислородсодержащим газом были выполнены с использованием зондового метода Ленгмюра [12]. Измерительная система (рис. 2) включала: измерительный зонд, источник напряжения и регистрирующий изменение силы тока в цепи гальванометр. Количество ионов определенного знака определялось по величине ионного тока при установке соответствующей полярности потенциала на зонде.



Рисунок 2 – Измерительная схема оценки степени активизации газа с применением зонда Ленгмюра

В ходе опытов электрод, осуществляющий воздействие на газовый поток, располагали по срезу сопла и при заглублении на расстоянии 5, 10, 15 и 20 мм. Продувку осуществляли технически чистым кислородом (чистотой 99,3%) и

воздухом в качестве кислородсодержащего газа при наборе фиксированных давлений от 0,05 до 0,2 МПа.

Замеры количества формируемых положительно и отрицательно заряженных ионов при высоковольтной активизации газового потока были проведены по длине струи на расстояниях от среза сопла фурмы 10-100 мм с интервалом 5 мм (минимальная величина обусловлена возможностью корректного обеспечения замеров без наводки помех от высоковольтного источника тока) по три замера на каждый опыт.

Изложение основного материала исследований

В ходе проведения экспериментов установлено, что при подаче на электрод высоковольтного напряжения и при потакании вдоль него продувочного газа между электродом и кромкой сопла формировался ярко выраженный кистевой разряд и ощущался запах озона. При этом запах озона ощущался и в случае отсутствия кистевого разряда на выходе из сопла при заглублении электрода внутрь фурмы, что, по-видимому, было связано с формированием вдоль электрода внутри фурмы тлеющего разряда.

Было отмечено, что при продувке воздухом регистрация ионов на расстоянии менее 10 миллиметров от наконечника продувочной фурмы не представлялась технически возможной, в связи с высоким уровнем электрических помех, создаваемых высоким потенциалом на электроде в разрядном промежутке, существенно превышающих величину потенциала, необходимого по методике Ленгмюра (30 кВ против необходимых 100 В). А в случае продувки кислородом это пороговое значение было на уровне 15 мм. Тем не менее, на исследованных расстояниях от среза сопла установлена ярко выраженная экспоненциальная зависимость количества ионов от расстояния до источника их образования (электрода) с высокой корреляционной связью не зависимо от используемых в исследовании газов: с увеличением расстояния до среза сопла от 10-15 мм до величины порядка 30 мм сила тока снижалась сначала интенсивно, а при дальнейшем отдалении от наконечника на расстояние от 30 мм до 100 мм изменение силы тока имело более плавный характер.

Отмеченный в экспериментах резкий спад уровня ионного потока при распространении струи на расстоянии порядка 30 мм, вероятно, свидетельствует о формировании на этом расстоянии молекул озона путем воздействия части ионизированных частиц на молекулы кислорода.

Также установлено, что количество положительных ионов (величина силы тока при отрицательной полярности на датчике) не зависимо от продувочного газа было больше, чем отрицательных, что особенно проявлялось на начальном участке струи возле среза сопла (на величину 15-30 %).

Результаты замеров ионного тока при различных расположениях электрода относительно среза сопла фурмы и различном давлении продувочного газа для замеров при наибольшем приближении к наконечнику фурмы (10-15 мм) и наибольшем исследованном удалении по длине струи на расстояние 100 мм, а также на расстоянии, соответствующем резкому снижению уровня значений силы ионного тока – 30 мм, представлены в усредненном виде в таблице 1 для условий продувки кислородом и в таблице 2 для условий продувки воздухом.

Таблица 1

Средний уровень зарегистрированного ионного тока на зонде
при различных положениях электрода относительно среза сопла
при продувке кислородом (давление газа 0,05-0,2 МПа)

№ п.п.	Положение электрода относительно среза сопла, мм	Величина ионного тока, нА при замере					
		Отрицательных ионов на расстоянии, мм			Положительных ионов на расстоянии, мм		
		10	30	100	10	30	100
1	0	640-1010	190-210	63-104	800-1223	210-277	60-120
2	-5 ^{*)}	520-624	124-178	70-96	700-802	136-200	77-98
3	-10	1200-2300	76-150	27-75	2180-3250	82-169	42-93
4	-15	88-64	37-32	22-19	125-120	51-47	25-21
5	-20	20-5	8-7	5-2	23-7	12-7	9-7

^{*)} минус означает заглубление электрода внутрь фурмы

Таблица 2

Средний уровень зарегистрированного ионного тока на зонде
при различных положениях электрода относительно среза сопла
при продувке воздухом (давление газа 0,05-0,2 МПа)

№ п.п.	Положение электрода относительно среза сопла, мм	Величина ионного тока, нА при замере					
		Отрицательных ионов на расстоянии, мм			Положительных ионов на расстоянии, мм		
		10	30	100	10	30	100
1	0	160-240	94-110	58-98	160-240	96-130	60-120
2	-5 ^{*)}	130-160	60-90	60-90	140-160	65-93	62-94
3	-10	250-650	38-74	22-72	400-1000	40-80	40-90
4	-15	27-22	18-17	18-17	34-25	28-25	20-21
5	-20	3-1	2-1	1-0	16-5	14-5	7-5

^{*)} минус означает заглубление электрода внутрь фурмы

Установлено, что заглубление электрода на величину 10 мм способствовало увеличению значений регистрируемого ионного тока на близких расстояниях к срезу сопла до максимальных величин. По-видимому, такое расположение электрода оптимально для создания как кистевого разряда между концом электрода и кромкой сопла, так и тлеющего разряда внутри фурмы на электроде, создающих ионный ток. Дальнейшее заглубление электрода характеризовалось отсутствием кистевого разряда и привело к резкому спаду количества сформированных ионов. Это свидетельствует о возможной рекомбинации значительной части ионов, сформированных тлеющим разрядом, внутри фурмы при контакте их с продувочным газом и со стенками.

В качестве примера на рис. 3 представлены результаты замера ионного тока положительной полярности по длине струи для продувки кислородом и воздухом при расположении электрода на глубине 10 мм. Отмечено, что по мере увеличения давления продувочного газа от 0,05 МПа до 0,2 МПа величина ионного тока увеличивалась, что особенно проявлялось на начальных участках струи (до 50 мм).

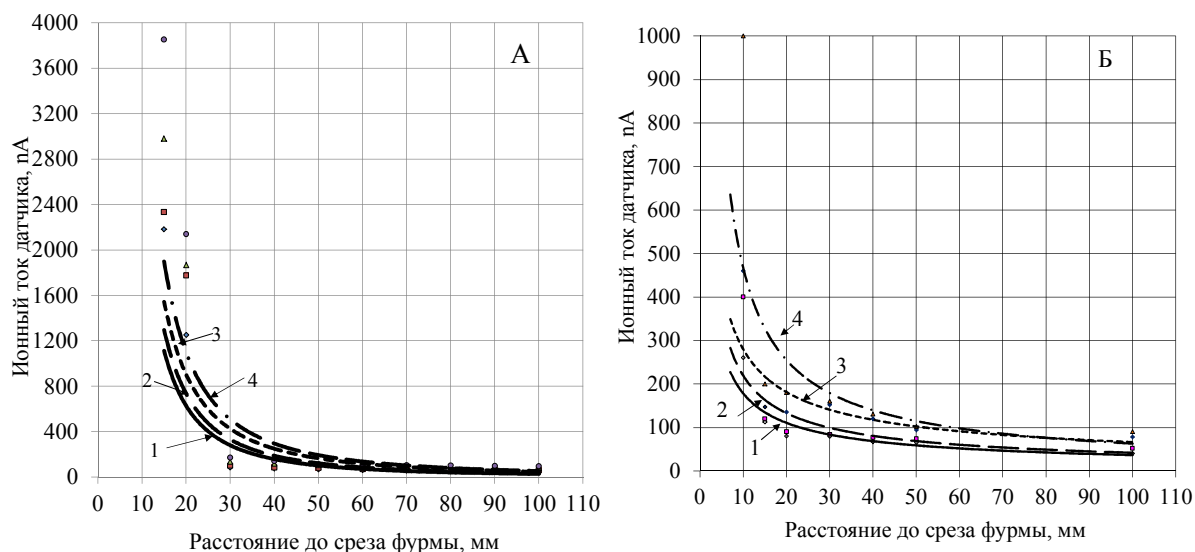


Рисунок 3 – Результаты измерения ионного тока по длине струи при расположении электрода на глубине 10 мм при продувке кислородом (А) и воздухом (Б) при различных фиксированных давлениях кислорода: 1- 0,05 МПа, 2- 0,1 МПа, 3- 0,15 МПа, 4 – 0,2 МПа

Сопоставление результатов, полученных при продувке кислородом и воздухом при одинаковом продувочном давлении газа, свидетельствуют о том, что при продувке кислородом количество ионов, формируемых при воздействии высоковольтным разрядом, было выше, чем при продувке воздухом и зависело от величины удаления от среза сопла по длине струи: на

начальном участке при продувке кислородом формировалось в 4-5 раз больше ионов, чем при продувке воздухом, а далее по длине струи их количество сближалось на расстоянии порядка 50 мм и далее по длине струи оставалось на подобном уровне. Зарегистрированная разница в величине ионного тока на начальном участке струи, вероятно, связана с количеством кислорода в продувочном газе, который, по-видимому, и превращается в ионы, а затем формирует озон и снова рекомбинирует в кислород.

Выводы

Проведенные на разработанном и созданном на лабораторном участке ИЧМ НАНУ стенде исследования по оценке количества формируемых ионов (по величине силы ионного тока) при создании высоковольтного электрического разряда внутри и на выходе из продувочной кислородной фурмы при подаче через нее кислорода и воздуха (в качестве кислородсодержащего газа) позволили установить, что:

- в процессе активизации на срезе сопла фурмы образуется кистевой разряд, а внутри фурмы на электроде – тлеющий разряд, способствующие формированию в потоке продувочного газа заряженных частиц кислорода – ионов положительного и отрицательного знака, причем на начальном участке струи положительных ионов на 15-30 % больше;

- зависимость количества ионов от расстояния до источника их образования (электрода) не зависимо от давления продувочного газа или уровня содержания в нем кислорода имеет ярко выраженный экспоненциальный характер;

- заглубление электрода на величину 10 мм способствует максимизации значений ионного тока на близких расстояниях к срезу сопла;

- при активизации кислородного потока количество ионов на начальном участке струи в 4-5 раз больше, чем при активизации воздуха при одинаковом продувочном давлении, что, вероятно, связано с количеством кислорода в продувочном газе, который превращается в ионы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Савельев И. В. Курс общей физики: Учеб. пособие. В 3-х т./ И. В. Савельев .- т. 2. М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит.- 1988. - 496 с.
2. Физические основы электрического пробоя газов. Введение в теорию газового разряда / А.Ф. Дьяков, Ю.К. Бобров, А.В. Сорокин, Ю.В. Юргеленас - М.: Издательство МЭИ.- 1999.-400 с.
3. Донец Е. Д. Исследование ионизации положительных ионов электронным ударом / Е. Д. Донец, В. П. Овсянников // ЖЭТФ. - 1981.-т. 80.- С.916-920.

4. Курбанисмаилов В.С. Физика газового разряда. Учебное пособие/ В.С. Курбанисмаилов, О.А. Омаров, Н.А. Ашурбеков.- Махачкала: ИПЦ ДГУ.-2001. - 114 с.
5. Ховатсон А. М. Введение в теорию газового разряда, пер. с англ./ А. М. Ховатсон.- М.: Атомиздат.- 1980.-182с..
6. Донской А. В. Электро-плазменные процессы и установки в машиностроении / А. В. Донской, В. С. Клубинкин.- Л.: Машиностроение.- 1979.- 231 с.
7. Дембровский В. В. Плазменная металлургия / В. В. Дембровский.- М.: Металлургия.- 1981.- 239 с.
8. Кайбичев А. В. Рафинирование жидких металлов и сплавов в электрическом поле / А. В. Кайбичев, Б. М. Лепинских.- М.: Наука.- 1983.- 117 с.
9. Tsvetkov Yu. V. Plasma metallurgy: current state, problem and prospects / Yu. V. Tsvetkov // PureAppl. Chem.- 1999.-v. 71. - No. 10. - P. 1853-1862.
10. Mihovsky M. Thermal plasma application in metallurgy / M. Mihovsky // Journal of the University of Chemical Technology and Metallurgy. – v. 45, 1. - 2010. – P. 3-18.
11. Бурнаков К. К. Абсолютные скорости реакции окисления углерода при продувке стали кислородом и озоном / К. К. Бурнаков, А. Г. Рябухин, Л. А. Смирнов // Металлы.- 1989.- № 4.- С. 48-52.
12. Лебедев Ю.А. Электрические зонды в плазме пониженного давления/ Ю.А. Лебедев.- М.: Институт нефтехимического синтеза им. А.В.Топчиева РАН. - 2003.- 26с.

REFERENCES

1. Savelev I. V. Kurs obshey fiziki [Course of general physics], vol. 2, Moscow: Nauka, 1988, 496 p.
2. Djakonov A.F., Bobrov Yu.K., Sorokin A.V., Yurgelenas Yu.V. Fizicheskije osnovy elektricheskogo probuja gazov. Vvedeniye v teoriyu gazovogo razrjada [Physical bases of electric hasp of gases. Introduction to the theory of gas discharge], Moscow: MEI, 1999, 400 p.
3. Donets E.I., Ovsjannikov V.P. Issledovaniye ionizacii polozitelnyh ionov elektronnyim udarom [Research of ionising of positive ions by an electronic blow], Journal of Experimental and Theoretical Physics, 1981, vol. 80, P.916-920.
4. Kurbanismaiлов V.S., Omarov O.A., Ashurbekov N.A. Fizika gazovogo razrjada [Physics of gas discharge], Makhachkala, 2001, 114 p.
5. Hovatson A. M. Vvedenie v teoriyu gazovogo razrjada [Introduction in theory of gas discharge], Moscow: Atomizdat, 1980, 182p.
6. Donskoj A.V., Klubinkin V.S. Elektro-plazmennie protsessy i ustanovki v mashinostroenii [Electro-plasma processes and installations in machinebuilding], Lvov: Mashinostroeniye, 1979, 231 p.
7. Dembrovskij V.V. Plazmennaja metallurgija [Plasma metallurgy], Moscow: Matallurgija, 1981, 239 p.

8. Kajbichev A.V., Lepinskih B.M. Rafinirovanie zidkih metallov i splavov v electrichestkom pole [An affinage of liquid metals and alloys is in the electric field], Moscow: Nauka, 1983, 117 p.
9. Tsvetkov Yu. V. Plasma metallurgy: current state, problem and prospects, PureAppl. Chem., 1999. vol. 71, No. 10, P. 1853-1862.
10. Mihovsky M. Thermal plasma application in metallurgy, Journal of the University of Chemical Technology and Metallurgy, vol. 45, 1, 2010, P. 3-18.
11. Burnakov K.K., Rjabuhin A.G., Smirnov L.A. Absolutnije skorosti reakcii okislenija ugleroda pri produvke stali kislorodom I ozonom [Absolute speeds of reaction of oxidization of carbon at blowing of steel by oxygen and ozone], Metally, 1989, No. 4, P. 48-52.
12. Lebedev Yu.A. Elektricheskije zondy v plazme ponizennogo davlenija [Electric probe in low pressure plasma], Moscow, 2003, 26p.

ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНЫЕ РЕШЕНИЯ ДИАМЕТРА РАСПАДА ЭЛЕКТРОДОВ ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ

Анотація. Чисельне моделювання теплообміну в робочому просторі ДСП показало, що для печей з інтенсивною технологією збільшення діаметра розпаду електродів з традиційного 0,2 до 0,42–0,49 внутрішнього діаметра каркаса підвищує енергоефективність ДСП за рахунок зростання відносного часу закритого горіння дуг. Зміна режиму плавлення призводить до економії електроенергії на 5–6% в потужних печах (120–250 т) і на 2–3% в печах малої місткості (12–15 т).

Ключові слова: дугова сталеплавильна піч, теплообмін, діаметр розпаду електродів, енергоефективність.

Annotation. Numerical simulation of heat transfer in the EAF workspace showed, that for the furnaces with intensive technology increasing of the electrodes pitch diameter from traditional 0.2 to 0.42–0.49 of inner frame diameter improves the energy efficiency of the EAF by increasing the relative time of closed arc burning. A change in the melting mode leads to energy savings of 5–6% in large furnaces (120–250 tons) and 2–3% in small capacity furnaces (12–15 tons).

Keywords: electric arc steel-smelting furnace, heat exchange, electrodes pitch diameter, energy efficiency.

Постановка проблемы

В традиционных решениях дуговых сталеплавильных печей (ДСП) диаметр распада электродов D_p минимизируют для снижения излучения открытых электрических дуг на стены в период доводки стали [1]. Недостатком является неравномерность тепловыделения в объеме шихты в период плавления, которую в определенной мере компенсируют топливно-кислородные горелки. В ДСП высокой мощности с интенсивной технологией и широким применением водоохлаждаемых панелей, актуальна оптимизация D_p по критерию максимальной относительной продолжительности закрытого горения дуг в проплавляемых в шихте колодцах, как энергоэффективного этапа наиболее энергоемкого периода плавления [2].

Анализ последних исследований и публикаций

Численные модели V. Logar, D. Dovžan, I. Škrjanc [3]; F. Opitz и P. Treffinger [4], а также Ю. Станкевич и др. [5] с определенными допущениями описывают динамику плавления однородной шихты энергией излучения дугового разряда.

В рамках сопряженной задачи переноса теплоты и массы решается система уравнений сохранения массы, импульса и энергии в средах с учетом движения границ сред и фазовых переходов, что позволяет, в частности, дать оценку влияния насыпной плотности скрапа ρ_n на динамику его плавления. Для 100-т ДСП продолжительность плавления снижается примерно вдвое на шредерном скрапе ($\rho_n = 0,8 \text{ т/м}^3$) в сравнении с оборотным ($\rho_n = 1,8 \text{ т/м}^3$) [4], что с учетом влияния ρ_n на угар железа [6], позволяет прогнозировать технико-экономические показатели печи. По расчетному перемещению образующей стенки колодца производится оценка потерь теплоты через водоохлаждаемые поверхности [3], которая согласуется с практикой. Вместе с тем, вопросы оптимизации D_p в ДСП в литературе практически не отражены.

Цель и методика исследований

Целью работы является повышение энергоэффективности ДСП путем оптимизации диаметра распада электродов. Методика исследований – численное моделирование процессов нагрева и плавления скрапа энергией дугового разряда.

Основной материал исследований

Схема, отражающая геометрическую постановку задачи, приведена на рис. 1.

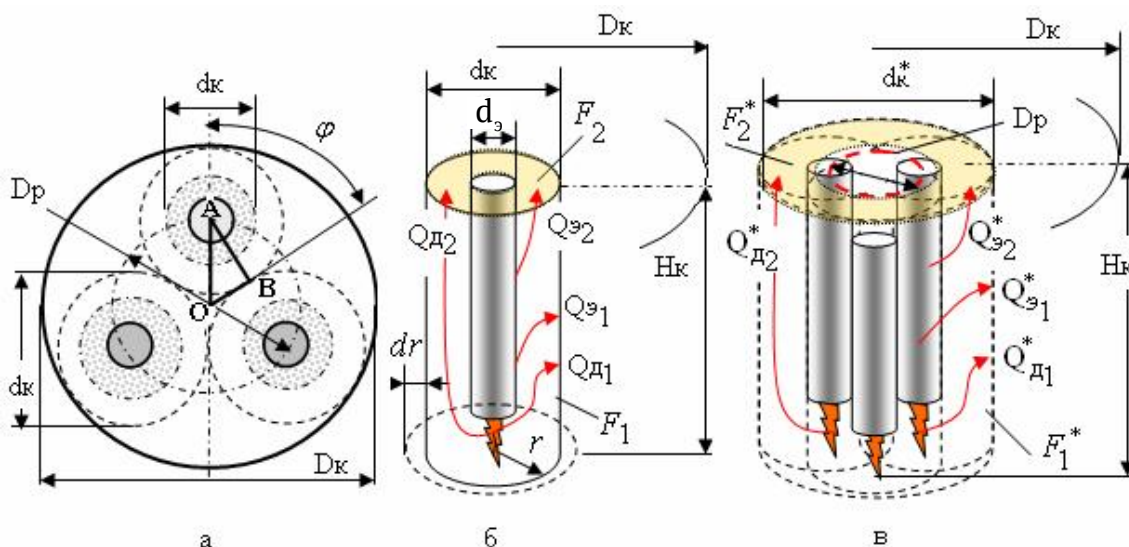


Рисунок 1 – Схема плавления шихты в геометрической постановке (а). Теплообмен в индивидуальных (б) и общем (в) колодцах. Обозначения – в тексте

Геометрическая постановка задачи. Из треугольника OAB с углом $\varphi = 60^\circ$ оптимальная величина $D_p^* = 0,54D_k$ определяется при выполнении условия:

$(D_p / 2) \sin 60^\circ = (D_k / 2) - (D_p / 2)$. Она хорошо согласуется с известными решениями руднотермических печей, работающих в режиме закрытого горения дуг. Ввиду неоднозначности влияния D_p на энергоэффективность печи в периоды плавления и нагрева ванны, необходимо рассмотреть ее теплотехнологические аспекты.

Теплотехнологическая постановка задачи. Приняты следующие допущения. Шихта – однородный шредерный скрап с насыпной плотностью ρ_n загружается в печь в один прием. Электрическая мощность выделяется в трех дугах, горящих concentрично электродам, равномерно, что обеспечивает при опускании электродов равномерное плавление шихты с формированием concentричных колодцев с устойчивыми стенками. Диаметр и глубина колодца $d_k = 1,35 \cdot d_g$ [4,5] и H_k соответственно. Температура и степень черноты шихты и ВЭ свода 293 К и 1,0 соответственно [2].

Расчетная схема теплообмена излучением в индивидуальном и общем колодцах и параметры, характеризующие расширение колодцев и усвоение энергии шихтой, приведены на рис. 1б, в. Задача оптимизации D_p включает:

- оценку частного коэффициента энергоэффективности дуги при эволюции колодцев путем расчета мощности излучения, анализа ее полезного использования и потерь;
- оценку относительного времени закрытого (в колодце) и открытого горения дуг в общей продолжительности плавления, как функции D_p ;
- анализ энергоэффективности ДСП при варьировании D_p .

Источники излучения в модели: дуга и поверхность электродов в колодцах. Приемники излучения: цилиндрическая поверхность стен F_1, F_1^* колодца (полезная энергия) и кольцевая поверхность свода F_2, F_2^* над колодцем (потери теплоты с водой).

Потери теплоты через электроды в окружающую среду свободной конвекцией и излучением в энергобалансе не превышают в сумме 1 % и в данной задаче игнорируются.

Динамика плавления шихты мощностью, выделяемой в дуговом разряде P_d (рис. 1б), представлена, как временная последовательность квазистационарных состояний кольцевых слоев скрапа толщиной dr в эволюционирующем колодце текущего радиуса r . Энергетический баланс этапа τ_i периода плавления имеет вид:

$$P_{\text{д}} \eta_{\text{дк}} \int_0^{\tau_i} d\tau = 2\pi H_{\text{к}} \rho_{\text{п}} k_{\text{п}} \left[\int_A^B \Delta t(r) \cdot C_{\text{с}}(r) \cdot r dr + q_{\text{пл}} \int_A^B r dr \right] \cdot k_{\text{в}} \quad (1)$$

где $\eta_{\text{дк}}$ – частный коэффициент энергоэффективности дуги в колодце; $\Delta t(r)$, $C(r)$ – текущие перепад температуры в слое скрапа и теплоемкость скрапа соответственно; $k_{\text{п}}$ – расходный коэффициент скрапа; $q_{\text{пл}}$ – теплота плавления скрапа; $k_{\text{в}}$ – коэффициент увеличения энергозатрат на нагрев притока воздуха в печь; A, B – пределы интегрирования в соответствии с геометрией колодцев на данном этапе плавления.

Исследования выполнены для трех типоразмеров ДСП вместимостью 15, 120, 250 т с интенсивной технологией и загрузкой скрапа бадьями.

Мощность излучения дуг и электродов в колодцах определяется по методике [7]. Результаты расчетов приведены на рис. 2а,б в виде диаграмм, характеризующих соотношение полезной, усвоенной шихтой мощности излучения дуги и электрода $Q_{\text{д1}}, Q_{\text{э1}}$ в индивидуальных колодцах или системы дуг и электродов $Q_{\text{д1}}^*, Q_{\text{э1}}^*$ в общем колодце, и мощности потерь теплоты с водой в своде, выраженной для индивидуального и общего колодцев как $Q_{\text{д2}}, Q_{\text{э2}}$ и $Q_{\text{д2}}^*, Q_{\text{э2}}^*$ соответственно (см. рис. 1).

В индивидуальном и общем колодцах расчетные потери энергии излучения и частные коэффициенты энергоэффективности составляют 6 % ($\eta_{\text{дк}} = 0,94$) и 30 % ($\eta_{\text{дк}}^* = 0,70$) соответственно. Показатели относятся к системе дуга – электрод, в которой преобладает излучение дуги (80–85%).

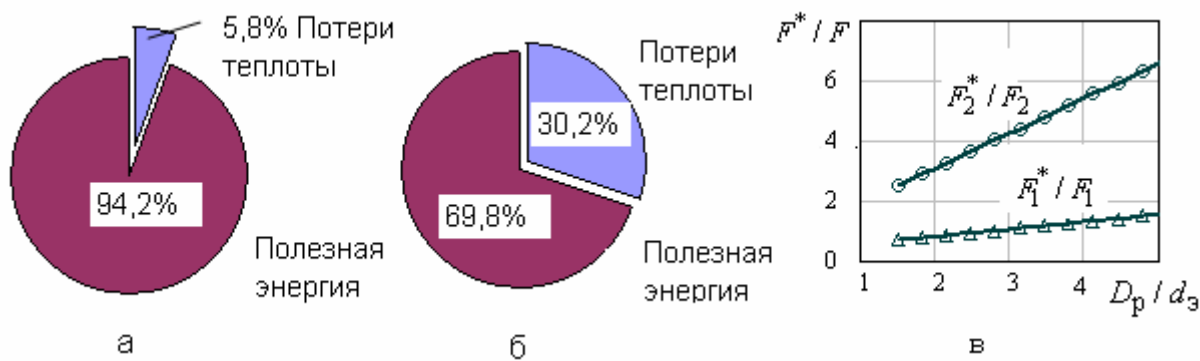


Рисунок 2 – Теплоэнергетические показатели процесса плавления шихты в индивидуальных колодцах (а) и общем колодце (б). Изменение геометрии колодцев при варьировании D_p / d_3 (в). Обозначения – в тексте и на рис. 1

На стадии плавления в индивидуальных колодцах, величина $\eta_{\text{дк}}$ в процессе их эволюции в среднем на $(94-70)/2=12\%$ выше, чем $\eta_{\text{дк}}^*$ в общем колодце. Результат объясняется опережающим ростом поверхности свода

F_2^* / F_2 (сток теплоты с водой) относительно поверхности стен колодца F_1^* / F_1 (характеризует усвоение теплоты шихтой) при слиянии колодцев и с увеличением D_p / d_3 (рис. 2в).

Основываясь на оценках $\eta_{\text{дк}}$, рассмотрим влияние D_p на относительную продолжительность плавления скрапа в колодцах, с учетом эволюции последних, с целью оптимизации D_p / D_k по критерию минимальных удельных энергозатрат.

Продолжительность формирования колодца τ_{k0} определяется из частного энергетического баланса плавления скрапа массой $m_k = \pi(d_k^2 / 4)\rho_n H_k$ при расчетном $\eta_{\text{дк}} = 0,94$. Принято допущение, что энергия дугового разряда не передается окружающей шихте с высокой порозностью и, соответственно, низкой эффективной теплопроводностью. При оценке τ_{k0} учтены потери теплоты с пылегазовой средой, формируемой в период плавления преимущественно притоком воздуха $Q_b = 175 \text{ нм}^3/\text{т}$, который нагревается до средней температуры $t_b = 900^\circ\text{C}$ от исходной $t_0 = 20^\circ\text{C}$.

$$\tau_{k0} = [(m_k k_p (C_c \Delta t_c + q_{\text{пл}})] + Q_b \rho_b C_b (t_b - t_0) / [(P_a k_n / 3) \eta_{\text{дк}}] \quad (2)$$

где Δt_c – разность между температурой плавления скрапа (1520°C) и температурой исходной шихты (20°C); k_n – коэффициент снижения электрической мощности в начале плавления (0,85) [2]; C_b – средняя теплоемкость воздуха; ρ_b – плотность воздуха при н.у.

Для 120-т ДСП при $d_3 = 0,61 \text{ м}$, $H_k = 3,5 \text{ м}$ получено $\tau_{k0} = 139 \text{ сек.}$, что находится в соответствии с известными оценками [4,5].

Из (2) определен коэффициент увеличения энергозатрат на нагрев приточного воздуха, используемый в дальнейших расчетах, $k_b = 1,16$.

Используя (1), выполнен расчет продолжительности этапов периода плавления шредерного скрапа с характерным размером фрагментов b при эволюции колодцев. Исходные параметры, включая пределы интегрирования в (1) и, $\eta_{\text{дк}}$ приведены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры расчета длительности плавления. Обозначения – в тексте и на рис. 2.

Этап периода плавления	Пределы интегрирования в уравнении (1)		Коэффициент энерго-эффективности дуги	Мощность дуги P_d
	Нижний А	Верхний В		
$\tau_{к1}$ – время расширения колодцев до корпуса печи	$d_k / 2$	$[(D_k - D_p) / 2] - b$	$(\eta_{dk} + \eta_{dk}^*) / 2$	$P_a / 3$
$\tau_{к11}$ – время расширения колодцев до слияния.	$d_k / 2$	$(D_p / 2) \sin 60^\circ - b / 4$	$(\eta_{dk} + \eta_{dk}^*) / 2$	$P_a / 3$
$\tau_{к2}$ – время расширения общего колодца до корпуса печи.	$(D_p + d_k) / 2$	$(D_k / 2) - b$	η_{dk}^*	P_a

Приняты следующие допущения:

– текущий перепад температуры в слое скрапа $\Delta t(r)$ линейно зависит от радиальной координаты: в начальный момент $\Delta t(d_k / 2) = \Delta t_c - W_{эк} / (m_k C_c)$, что является следствием повышения средней температуры завалки массой $m = \pi(D_k^2 / 4) \rho_n H_k$ после ввода электроэнергии $W_{эк} = P_a k_n \tau_{к0} \eta_{dk} / (k_p k_b)$ за время формирования колодцев. На конечном этапе плавления шихты $\Delta t(D_k) \rightarrow 0$. Зависимость в итоге имеет вид:

$$\Delta t(r) = [(D_k / 2) - r] \cdot [\Delta t_c - W_{эк} / (m_k C_c k_b)] / [(D_k - d_k) / 2];$$

– теплоемкость скрапа, будучи функцией температуры, является и функцией радиальной координаты $C_c(r)$. На основе данных о $\Delta t(r)$, температуре плавления скрапа и C_c в интересующем интервале температур, в пакете «Excel» получена следующая зависимость: $C_c(r) = 0,1213 \ln(r) + 0,61$, кДж/(кг·К).

– расширение колодцев осуществляется до достижения остаточной толщины слоя шихты, равной половине характерного размера шредерного скрапа $b = 0,5$ м, после чего происходит обрушение стен колодца и их слияние. При выходе образующей колодца на расстояние b до периметра печи, его функция завершается: при высокой порозности шихты полагаем, что излучаемая мощность теряется в вохоохлаждаемых панелях.

Общая продолжительность закрытого горения дуг при плавлении скрапа в колодцах $\tau_{зд}$ включает сумму составляющих из табл. 1, где из величин $\tau_{к1}$ и $\tau_{к11}$ принимается минимальное значение: $\tau_{зд} = \tau_{к0} + \min(\tau_{к1}, \tau_{к11}) + \tau_{к2}$.

Время плавления загруженной шихты $\tau_{\text{п}}$ рассчитывается из энергетического баланса с учетом стоков теплоты, включая приток воздуха в печь и шлакообразование, методом последовательных приближений. Оценочная величина $\eta_{\text{д}}$ в начальном приближении $\bar{\eta}_{\text{д1}} = [(\eta_{\text{д}} + \eta_{\text{д}}^* + \eta_{\text{од}}) / 3]$ принята, как среднее значение составляющих.

$$\tau_{\text{п}} = [mk_{\text{п}}k_{\text{в}}(C_{\text{с}}\Delta t_{\text{с}} + q_{\text{пл}}) + k_{\text{шп}}m(C_{\text{ш}}\Delta t_{\text{ш}} + q_{\text{плш}})] / (P_{\text{а}}\bar{\eta}_{\text{д}}) \quad (3)$$

где $C_{\text{ш}}$ – средняя в интервале $\Delta t_{\text{ш}} \approx \Delta t_{\text{с}}$ теплоемкость шлакообразующих; $q_{\text{плш}}$ – средняя теплота плавления шлакообразующих; $k_{\text{шп}}$ – кратность шлака.

Для оценки частного коэффициента энергоэффективности открытой дуги $\eta_{\text{од}}$ выполнен анализ использования активной электрической мощности $P_{\text{а}}$ на нагрев расплава. Были учтены основные стоки энергии в ДСП: с водой $Q_{\text{ов}}$ [7], и с пылегазовой средой $Q_{\text{пгс}}$ со средней температурой 1000 °С. Начальное приближение длительности периода нагрева, согласно промышленным данным [2], принято 15 мин. Расчеты выполнены в пакете «Mathcad 14».

$$\eta_{\text{од}} = [P_{\text{а}} - (Q_{\text{ов}} + Q_{\text{пгс}})] / P_{\text{а}} \quad (4)$$

Для 120-т ДСП оценка $\eta_{\text{од}} = 0,489$. В последующих итерациях в (3) при расчете $\tau_{\text{п}}$ использовано средневзвешенное значение частного коэффициента энергоэффективности дуги:

$$\bar{\eta}_{\text{д}} = \eta_{\text{дк}} \cdot \frac{\tau_{\text{к0}}}{\tau_{\text{п}}} + \frac{\eta_{\text{дк}} + \eta_{\text{дк}}^*}{2} \cdot \frac{\min(\tau_{\text{к1}}, \tau_{\text{к11}})}{\tau_{\text{п}}} + \eta_{\text{дк}}^* \cdot \frac{\tau_{\text{к2}}}{\tau_{\text{п}}} + \frac{\eta_{\text{дк}} + \eta_{\text{од}}}{2} \cdot \frac{\tau_{\text{п}} - \tau_{\text{к}}}{\tau_{\text{п}}}$$

до получения устойчивого результата по $\tau_{\text{п}}$ (на третьей итерации).

Продолжительность открытого горения дуг $\tau_{\text{од}}$ после обрушения стен колодца определяется разностью времени плавления $\tau_{\text{п}}$ всей завалки массой $m = \pi(D_{\text{к}}^2 / 4)\rho_{\text{н}}H_{\text{к}}k_{\text{р}}$ и значением $\tau_{\text{зд}}$, т.е. $\tau_{\text{од}} = \tau_{\text{п}} - \tau_{\text{зд}}$.

Результаты расчета относительного времени закрытого $\tau_{\text{зд}} / \tau_{\text{п}}$, открытого горения дуг $\tau_{\text{од}} / \tau_{\text{п}}$ и операций в индивидуальных $\tau_{\text{к1}} / \tau_{\text{п}}$ и общем $\tau_{\text{к2}} / \tau_{\text{п}}$ колодцах для 120-т ДСП при варьировании $D_{\text{р}}$, выполненного в пакете «Mathcad 14», показаны на рис. 3а.

С ростом $D_{\text{р}} / D_{\text{к}}$ увеличивается относительная продолжительность работы дуг в индивидуальных колодцах $\tau_{\text{к1}} / \tau_{\text{п}}$, достигая максимума при $D_{\text{р}}^{\text{opt}} = 0,46D_{\text{к}}$ 27 % времени плавления. Относительное время закрытого горения дуг в колодце $\tau_{\text{зд}} / \tau_{\text{п}}$ при $D_{\text{р}}^{\text{opt}}$ приближается к 52 %, а относительная

продолжительность работы в общем колодце $\tau_{к2} / \tau_{п}$, как менее энергоэффективный режим, снижается с 36 до 20 % времени плавления, тогда как относительная доля наиболее энергозатратного режима открытого горения дуг $\tau_{од} / \tau_{п}$ уменьшается с 59 до 48%.

На рис. 3б представлены интегральные показатели, характеризующие энергоэффективность периода плавления при D_p^{opt} относительно базовой величины $D_p^6 \approx 0,2D_k$. Так, индекс продолжительности закрытого горения дуг $\beta_{зд} = \tau_{зд(D_p^{opt})} / \tau_{зд(D_p^6)}$ возрастает на 16%, а индекс продолжительности открытого горения дуг $\beta_{од}$ и индекс продолжительности периода плавления $\beta_{п}$, определяемые аналогично $\beta_{зд}$, снижаются на 15 % и 4 %.

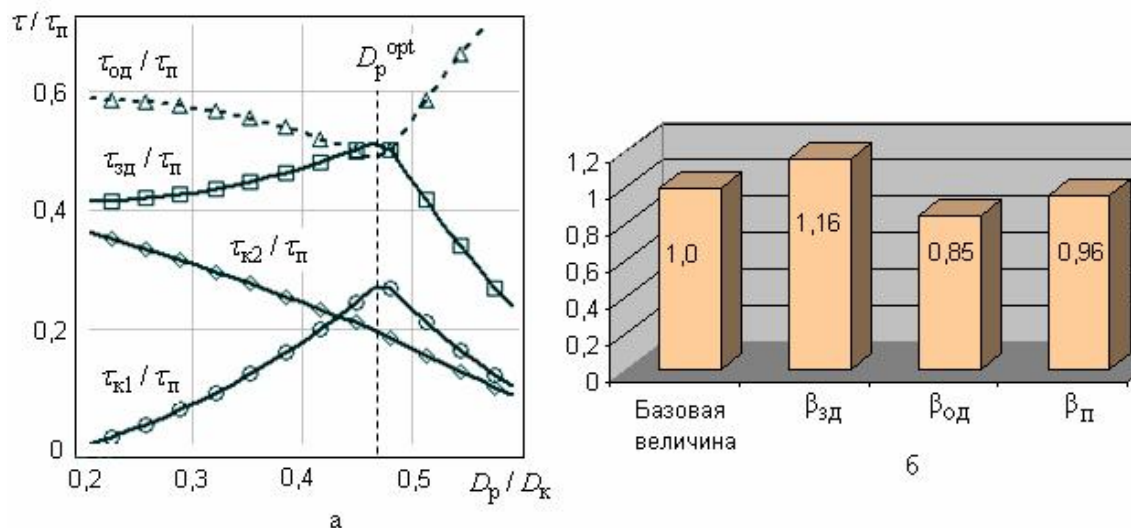


Рисунок 3 – Зависимость относительного времени $\tau / \tau_{п}$ горения дуг в колодцах и открытого горения от D_p / D_k для 120-т ДСП (а). Индексы энергоэффективности плавления при оптимальном D_p относительно базового (б). Обозначения – в тексте

Смещение оптимального значения в сторону уменьшения от геометрического решения связано с принятым допущением об остаточной толщине стен колодца, не экранирующей излучение дуг на водоохлаждаемые панели, и изменением частного коэффициента энергоэффективности дуги при эволюции колодца.

Исследование влияния D_p на режим плавления и удельный расход электроэнергии в наиболее энергоемкий период плавления выполнено для промышленных 15, 120 и 250-т ДСП на основании (2–4) в пакете «Mathcad 14». Абсолютное и относительное сокращение расхода электроэнергии при варьировании D_p составляет $\Delta W_{эп} = (P_a / m)(\tau_{п(D_p^6)} - \tau_{п(D_p)})$, кВтч/т и

$\beta_{\text{эл}} = 100 \Delta W_{\text{эл}} / [(P_a / m) \tau_{\text{п}(D_p^6)}]$, %. соответственно. Результаты исследования представлены на рис. 4.

Оптимальный D_p с ростом вместимости печи M увеличивается с $0,42D_k$ ($M=15\text{т}$) до $0,49D_k$ ($M=250\text{т}$). Энергоэффективность ДСП определяется соотношением $\tau_{\text{зд}}$ и $\tau_{\text{од}}$ (рис. 4а) и при оптимизации D_p , повышается с ростом вместимости печи. Следствием изменения режима плавления является экономия электроэнергии (рис. 4б), составляющая в крупных печах (120–250 т) 5–6%, а в печах малой вместимости (12–15 т) до 2–3% от среднего удельного расхода.

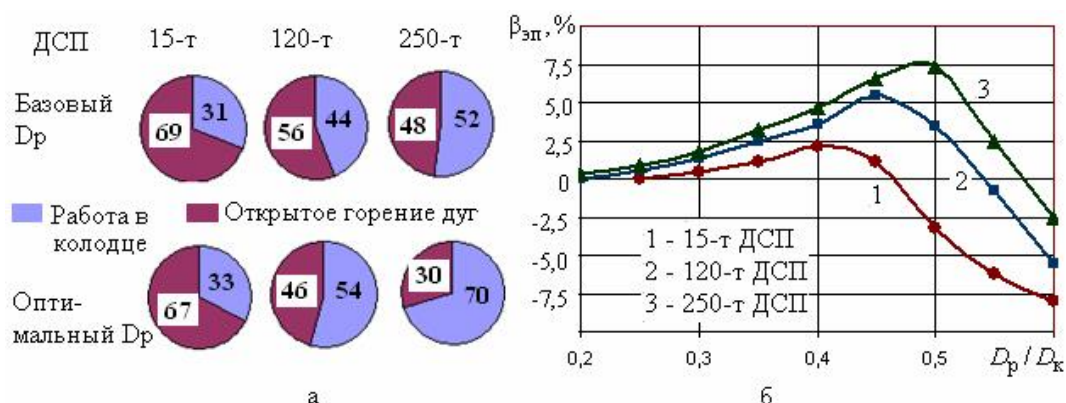


Рисунок 4 – Режимы плавления шихты (а) и относительная экономия электроэнергии $\beta_{\text{эл}}$ в зависимости от D_p / D_k (б) в ДСП различной вместимости

Выводы

Численное моделирование процесса нагрева и плавления скрапа энергией электрических дуг в условиях ДСП показало, что частный коэффициент энергоэффективности дуг, горящих в индивидуальных колющах, проплавляемых в шихте, составляет 0,94, снижается до 0,70 при формировании общего колюща и до 0,55 и ниже при открытом горении дуг. Для 120-т ДСП, работающей по интенсивной технологии с загрузкой скрапа бадьями, увеличение диаметра распада электродов D_p до 0,46 диаметра каркаса по панелям D_k , в сравнении с традиционным соотношением $D_p \approx 0,2D_k$, ведет к росту относительной продолжительности наиболее энергоэффективной стадии периода плавления – в колющах на 16% и снижению продолжительности периода плавления на 4%. Оптимизация D_p позволяет уменьшить удельный расход электроэнергии в крупных (120–250 т) ДСП на 5–6%, а в печах малой вместимости (12–15 т) на 2–3%. Оптимальная величина D_p растет от $0,42D_k$ до $0,49D_k$ с повышением вместимости печи от 15 до 250 т.

ЛИТЕРАТУРА

1. Егоров А.В. Расчет мощности и параметров электропечей черной металлургии/ А.В. Егоров. М.: Металлургия, 1990. –280с.
2. Toulouevski Yu., Zinurov I. Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection / Berlin (Germany): Springer-Verlag, 2010. – 258 p.
3. Logar V., Dovžan D., Škrjanc I. Modeling and Validation of an Electric Arc Furnace. ISIJ International. 2012, vol. 52, no. 3, p. 402–423.
4. Opitz, F., Treffinger, P. Physics-Based Modeling of Electric Operation, Heat Transfer, and Scrap Melting in an AC Electric Arc Furnace. Metallurgical and Material Transactions. 2016, vol. 47, pp 1489–1503.
5. Stankevich Yu. A., Timoshpol'skii V. I., Pavlyukevich N. V. et al. Mathematical modeling of the heating and melting of the metal charge in an electric arc furnace. Journal of Engineering Physics and Thermophysics. 2009, vol. 82, no. 2, pp. 221–235.
6. Сосонкин О.М., Шишимиров М.В. Анализ факторов, влияющих на угар металла в дуговой сталеплавильной печи / О.М. Сосонкин, М.В. Шишимиров// Электрометаллургия, 2002, № 12, с. 12–15.
7. Timoshenko S.N. Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace// System technologies, no. 3 (104) – Dnepropetrovsk, 2016, pp.33–39.

REFERENCES

1. Egorov A.V. Raschet mozhnosti i parametrov electropecej chernoj metallurgii (Metallurgical electric furnaces calculation)/ A.V. Egorov // M.:”Metalluggija”,1990. 280p. (in Russian).
2. Toulouevski Yu., Zinurov I. Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection / Berlin (Germany): Springer-Verlag, 2010. – 258 p.
3. Logar V., Dovžan D., Škrjanc I. Modeling and Validation of an Electric Arc Furnace. ISIJ International. 2012, vol. 52, no. 3, p. 402–423.
4. Opitz, F., Treffinger, P. Physics-Based Modeling of Electric Operation, Heat Transfer, and Scrap Melting in an AC Electric Arc Furnace. Metallurgical and Material Transactions. 2016, vol. 47, pp 1489–1503.
5. Stankevich Yu. A., Timoshpol'skii V. I., Pavlyukevich N. V. et al. Mathematical modeling of the heating and melting of the metal charge in an electric arc furnace. Journal of Engineering Physics and Thermophysics. 2009, vol. 82, no. 2, pp. 221–235.
6. Sosonkin O.M., Shishimirov M.V. Analiz faktorov, vlijajushirh na ugar metalla v dugovoj staleplavilnoj pechi (The analysis of EAF metal burning factors) / O.M. Sosonkin, M.V. Shishimirov// Electrometallurgija (Electrical metallurgy), 2002, no. 12, pp. 12–15 (in Russian).
7. Timoshenko S.N. Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace// System technologies, no. 3 (104) – Dnepropetrovsk, 2016, pp.33–39.

МОДЕЛЮВАННЯ КРИСТАЛІЗАЦІЇ ЛИТИХ ВИРОБІВ В ОБЛАСТІ ОТВОРІВ ЦИЛІНДРИЧНОЇ ФОРМИ

Анотація. Досліди з поверхневим легуванням в області отворів виливок траків гусениць, які широко використовуються в сільськогосподарській та будівельній техніці, показали необхідність точного визначення темпів переміщення кристалізаційного фронту в процесі тверднення поверхневого шару виливок. Досліджувався розподіл температури в системі “ливарний стрижень – розплав” в процесі кристалізації виливків траків в області їх отворів. Поставлена задача про розподіл температури при наявності фазового переходу і про швидкість руху межі розділу фаз в товщі розплаву, що кристалізується, вирішувалась методом кінцевих різниць. Часова залежність переміщення фронту кристалізації одержана в графічній і аналітичній формах. Розрахована швидкість кристалізації поверхневого шару виливків траків в області їх отворів. Визначені швидкості охолодження поверхневих шарів виливків в процесі їх кристалізації.

Ключові слова: виливки траків, поверхнєве легування виливок, нестационарне температурне поле, рівняння теплопровідності, метод кінцевих різниць, швидкість кристалізації, розплав.

Annotation. Experiments with surface doping in the field of openings of casting of tracks of caterpillar, which are widely used in agricultural and construction engineering, have shown the need to accurately determine the pace of movement of the crystallization front in the process of curing the surface layer of castings. The temperature distribution in the "foundry core - melt" system was studied in the process of crystallization of the castings of the paths in the area of their openings. The problem of temperature distribution in the presence of a phase transition and the speed of movement of the boundary of the phase separation in the thickness of the crystallizing melt is solved by the method of finite differences. The time dependence of the movement of the crystallization front is obtained in graphical and analytical forms. The rate of crystallization of the surface layer of castings in the area of their openings is calculated. The cooling rates of the surface layers of the castings in the course of their crystallization are determined.

Keywords: casting of tracks, surface doping of castings, non-stationary temperature field, heat equation, finite difference method, crystallization rate, melt.

Постановка проблеми. Аналіз досліджень і публікацій.

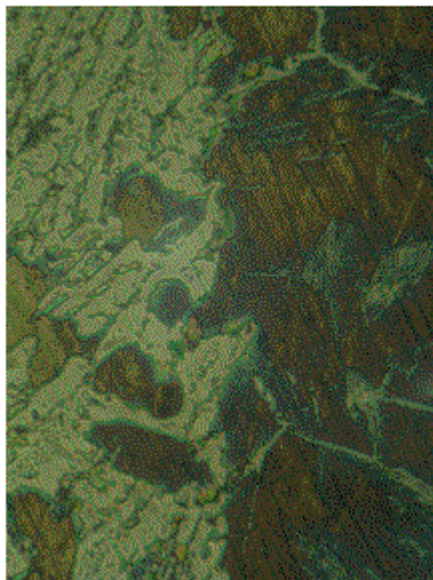
Керування та оптимізація нестационарних температурних полів поверхневого шару конденсованих матеріалів в умовах енергетичної дії на їх поверхню, зокрема імпульсного характеру, можуть бути реалізовані під час лиття виробів, деталей або заготовок.

В процесі кристалізації поверхневий шар виливків піддається імпульсній термічній дії, параметри якої можливо регулювати. Температурне поле і

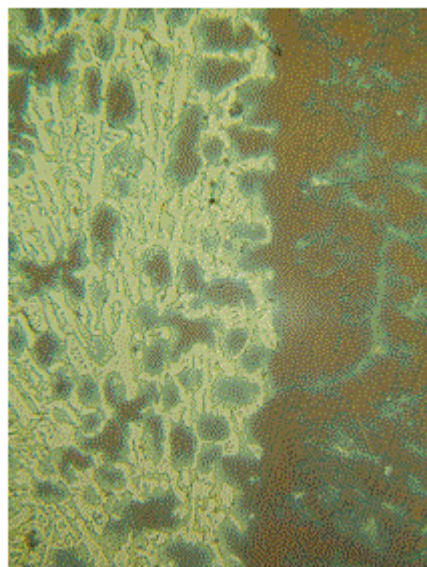
характер його зміни під час кристалізації поверхневого шару виливків визначально впливає на формування властивостей вказаного шару, зокрема на його міцність та інші механічні характеристики. Проблема точного контролю температурного поля поверхневого шару виливків в процесі кристалізації з метою оптимального використання енергії розплавленого металу та керування структуроутворенням даного шару вивчена недостатньо [1, 2].

Відомо, що до ефективних способів підвищення зносостійкості робочих частин деталей машин відноситься їх поверхневе легування. В роботах [3, 4] було показано можливість суміщати поверхневе легування із кристалізацією розплаву у ливарній формі.

Використання внутрішньої енергії розплаву для проведення сумісного з процесом виготовлення виливків локального насичення їх легуючими елементами з метою формування заданих властивостей в заданому місці відноситься до перспективних напрямів хіміко-термічної обробки, які можуть бути узгоджені з вимогами до ресурсозберігаючих технологій. В експериментальних дослідженнях поверхневого легування вушок виливків траків [3, 5] був накопичений матеріал щодо обмеження глибини легування зміцнюваного шару. На рис. 1 та рис. 2 наведені фотографії мікроструктур перехідних областей між поверхневим шаром (зліва) та основою (справа), сформованих при поверхневому науглецюванні та боруванні виливків. На мікрофотографіях проявляється достатньо чітка межа між вказаними шарами виливків.



1a x500



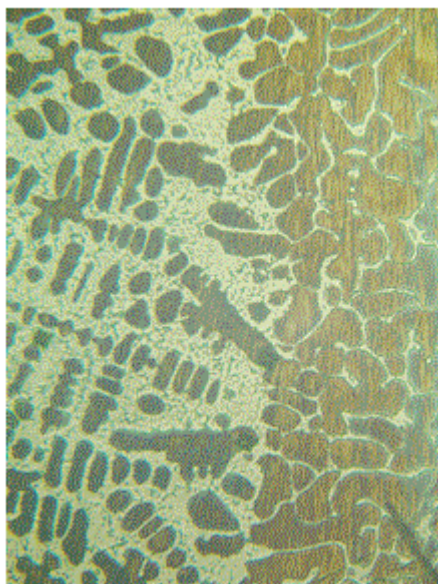
16 x200

Рисунок 1 – Область розподілу структур науглецьованого поверхневого шару та основи виливка

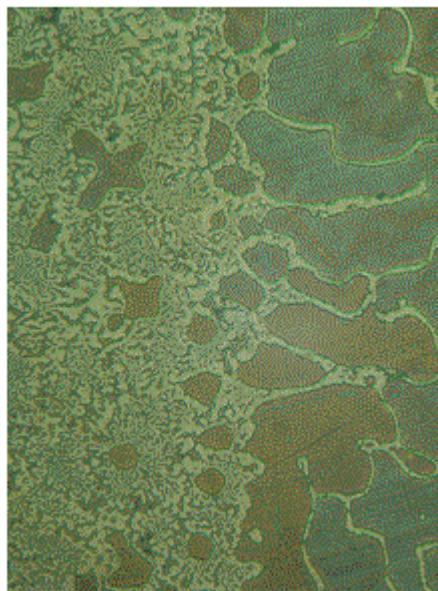
Поряд з товщиною легуючої обмазки, дисперсністю та природою насичуючих компонентів визначальним фактором даного обмеження виступає швидкість переміщення кристалізаційного фронту в глибину розплаву, яка є невизначеною.

При переході від однієї фази до іншої макроскопічні характеристики фаз, у тому числі коефіцієнти дифузії, різко змінюються. Границі розподілу фаз відіграють роль бар'єрів для дифузії насичуючих елементів, на подолання яких необхідні додаткові витрати енергії. Визначення та контролювання їх положення може служити важелем у керуванні процесом насичення.

Вплив фазових перетворень на формування дифузійного шару в металах зокрема обґрунтовується в роботі [6].



X200



X400

Рисунок 2 – Область розподілу структур бороаного
поверхневого шару та основи виливка

Область фазового перетворення виступає генератором дефектів, зокрема вакансій, і сприяє прискоренню дифузійного насичення металу домішками. В дослідженні [6] стверджується, що формування дифузійного шару в залізі визначається твердофазними перетвореннями, які протікають в результаті зміни концентрації насичуючих елементів. У наведеній роботі, як і в більшості аналогічних робіт, досліджуються фазові перетворення в межах кристалічного стану. Дифузія в рідкому стані металу протікає на порядок інтенсивніше ніж у твердому стані [7, 8]. Через те, що швидкість кристалізації розплаву виступає обмежувальним фактором ефективного насичення необхідних ділянок

виливків в процесі поверхневого легування, вона потребує точного визначення для заданого об'єкта дослідження.

Мета дослідження

Дослідження поверхневого легування отворів вушок траків гусениць, які використовуються в сільськогосподарській та будівельній техніці, проведені в умовах виробництва, показали обмеженість товщини легованого шару та порушення неперервності шару в процесі його формування. Було сформульоване припущення про зумовленість даних ефектів рухом фронту кристалізації в глибину розплаву, темпи якого були невідомі.

Метою дослідження було обґрунтування появи вираженої межі між легованим поверхневим шаром вилівка траку і його основою та знаходження можливостей підвищення глибини та якості легованого шару виливків траків в області їх отворів. Для досягнення вказаної мети були поставлені задачі моделювання температурного поля поверхневого шару виливків траків в області їх отворів та визначення швидкості переміщення кристалізаційного фронту у вказаній області.

Викладення основного матеріалу дослідження

Задача про розподіл температури при наявності фазового переходу і про швидкість руху межі розділу фаз всередині розплаву, що кристалізується, зводиться до рішення рівнянь теплопровідності в межах кожної фази з додатковими (початковими та крайовими) умовами та умовами на межі кристалізації, а саме: рівність температур контактуючих фаз та енергетична еквівалентність теплових потоків з врахуванням прихованої теплоти фазового перетворення.

Дана задача є задачею Стефана (задачею про фазовий перехід) [9]. У випадку спрощеної одновимірної плоскої моделі системи *ливарна форма – рідкий розплав* задача достатньо просто розв'язується аналітично методом подібності, що дає наступне алгебраїчне рівняння відносно невідомого α :

$$\frac{k_1 c_c \exp\left(-\frac{\alpha^2}{4a_1^2}\right)}{a_1 \Phi\left(\frac{\alpha}{2a_1}\right)} + \frac{k_2 c_p \exp\left(-\frac{\alpha^2}{4a_2^2}\right)}{a_2 \left[1 - \Phi\left(\frac{\alpha}{2a_2}\right)\right]} = -\frac{\sqrt{\pi}}{2} \lambda \rho \alpha,$$

де α – параметр що визначає закон руху межі кристалізації: $\xi = \alpha\sqrt{t}$, k_1 , a_1^2 і k_2 , a_2^2 – коефіцієнти теплопровідності і температуропровідності твердої і рідкої

фаз відповідно, c_s та c_p - початкові температури ливарної форми та розплаву. $\Phi(s)$ – інтеграл похибок, який часто позначають як $\text{erf}(s)$:

$$\Phi(s) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^s \exp(-y^2) dy.$$

Для обчислень використовувалися табличні значення функції похибок $\Phi(x)$ згідно з даними [10, с. 579, с. 738] і [9, с. 723]. Розв'язок цього трансцендентного рівняння визначає значення параметра α .

Чисельний розрахунок параметра швидкості кристалізації α відповідно теплофізичним характеристикам моделі (сталі 110Г13Л), дав наступне значення: $\alpha = 0,216 \text{ мм/с}^{1/2}$. Отриманий результат дозволяє оцінити час перебування поверхневого шару виливків у рідкому стані, а отже, – передбачити ефективність і глибину насичення поверхневого шару легуючими елементами у процесі поверхневого легування виливків.

Відповідно до стандарту підприємства СТП 22-033-142-79 (технологічна інструкція з виробництва виливків зі сталі 110Г13Л), максимальна температура розплаву при заливці з малого ковша в ливарну форму може досягати 1480°C , що за рахунок трансформації константи початкової умови c_p веде до зменшення параметра кристалізації α до значення $\alpha = 0,154 \text{ мм/с}^{1/2}$. У порівнянні з початковим значенням α , маємо його зменшення в 1,4 рази.

На відміну від спрощеної плоскої моделі реальна система *ливарна форма – рідкий розплав* мала дещо іншу осьову симетрію. Оскільки ливарні стрижні для формування отворів вушок траків мали циліндричну форму і достатню довжину, то задачу Стефана для поверхневого шару вушок виливків траків зручно вирішувати в циліндричних координатах, причому внаслідок симетрії тепловідведення по кутовій і осьовій координатах достатньо обмежитись лише радіальною складовою оператора Лапласа в рівнянні теплопровідності. Тоді при сталості коефіцієнта теплопровідності k в межах однієї фази рівняння теплопровідності буде мати вигляд:

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) = k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right), \quad (1)$$

а у випадку однорідності параметрів моделі,

$$\frac{1}{a^2} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r}, \quad (2)$$

де T – температура, c і ρ – питома теплоємність і густина речовини, $a^2 = k / c \cdot \rho$ – коефіцієнт температуропровідності фази, r – відстань, відрахована від осі ливарного стрижня вдовж його радіуса, t – час.

Додаткові умови для розв’язання задачі Стефана ставились аналогічно плоскій задачі, але додавались деякі нові нюанси. У процесі охолодження і кристалізації розплаву розподіл температури в ливарному стрижні буде змінюватись, але, внаслідок радіальної симетрії системи, градієнт температури на осі стрижня буде постійним і рівним нулю. Серцевина виливка при кристалізації матиме вищу від поверхневих шарів температуру. Передбачалось, що близько середини стінки виливка у розплаві ($r = r^*$) знаходиться також область нульового градієнта. Вказані особливості моделі дозволили перейти до можливості чисельного рішення поставленої задачі.

Рівняння теплопровідності розв’язувалось у системі двох фаз: *ливарний стрижень – рідкий розплав*, для визначення часу початку кристалізації t_0 , та у трифазній системі: *ливарний стрижень – розплав після кристалізації – рідкий розплав*, – у подальшій динаміці процесу.

Спроба застосування аналітичного методу для визначення параметра швидкості кристалізації у випадку кінцевої моделі з осьовою симетрією, що більш точно відображала реальний предмет дослідження – процес кристалізації поверхні виливків в області циліндричних отворів (вушок гусеничних траків), зіткнулась з певними труднощами.

Застосування методу подібності для розв’язку вказаних рівнянь [9, с. 263], стандартного підходу для задачі кристалізації, в якому від змінних r і t переходять до однієї змінної z :

$$z = \frac{r}{2\sqrt{t}}, (0 < z < \infty)$$

і з рівнянь з частинними похідними (1) і (2) одержують звичайні диференціальні рівняння типу:

$$-2z \frac{\partial f}{\partial z} = a^2 \left(\frac{\partial^2 f}{\partial z^2} + \frac{1}{z} \frac{\partial f}{\partial z} \right),$$

звідки і знаходять загальне рішення:

$$f(z) = -C_1 \int_z^\infty \frac{1}{z} \exp\left(-\frac{z^2}{a^2}\right) dz + C_2 \quad (3)$$

або

$$f(z) = -C_1 F\left(\frac{z}{a}\right) + C_2, \quad (4)$$

вводячи допоміжну функцію $F(x)$,

$$F(x) = \int_x^\infty \frac{1}{x} \exp(-x^2) dx,$$

призводить до протиріч при визначенні констант інтегрування розв’язку.

Дані протиріччя можна трактувати як неможливість застосування методу подібності для вирішення поставленої задачі. Неприйнятність методу пов'язується з асиметрією, неоднорідністю системи по координаті $z = \frac{r}{2\sqrt{t}}$. На

відміну від початкових умов, перетворенням подібності

$$r' = k \cdot r, \text{ і } t' = k^2 \cdot t, (k - \text{стала}) \quad (5)$$

не відповідають граничні умови. Якщо для $r = 0$, подібність реалізується, то для умов $r = r_0$ і $r = r^*$ граничні умови змінюються при перетвореннях (5). Причому, зважаючи на конечність значення r_0 , ситуацію не виправляє навіть перехід $r^* \rightarrow \infty$.

Розв'язок задачі теплопровідності для даної системи можна отримати методом Фур'є у вигляді ряду з умовою сполучення теплових потоків на межі ливарного стрижня та розплаву. Зазначений розв'язок досить громіздкий. Тому, після спроби знаходження аналітичного розв'язку задачі Стефана для досліджуваної системи з осовою симетрією, постає необхідність застосування чисельного методу вирішення поставленого завдання.

Застосуємо для вирішення поставленої задачі чисельний метод – метод кінцевих різниць. Метод кінцевих різниць (метод сіток) є універсальним методом наближеного розв'язку диференціальних рівнянь, в тому числі і рівняння теплопровідності. У зазначеному методі область неперервної зміни аргументів (у нашому випадку r і t) замінюється конечною дискретною множиною точок – вузлів, а похідні, що входять в диференціальне рівняння, замінюються (апроксимуються) відповідними різницевиими відношеннями; диференціальне рівняння при цьому замінюється системою алгебраїчних рівнянь (різницевиим рівнянням).

Виконаємо стандартне перетворення температури T в змінну u : $u(r,t) = T(r,t) - T^*$, де T^* – температура кристалізації розплаву.

Застосуємо для визначення температур на новому (після шару t_j) часовому шарі t_{j+1} , де j – номер часового шару, неявну схему обчислення [9, с. 557] або схему з випередженням, як стійку схему при довільних часових τ і просторових h кроків, на відміну від явної схеми, стійкої лише при певному співвідношенні між ними [9, с. 611]. При цьому диференціальному оператору Lu

$$Lu = \frac{1}{a^2} \frac{\partial u}{\partial t} - \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right),$$

ставиться у відповідність різницевий оператор $L_{h\tau} u_{i,j+1}$

$$L_{hr}u_{i,j+1} = \frac{1}{a^2} \frac{u_{i,j+1} - u_{i,j}}{\tau} - \left(\frac{u_{i-1,j+1} - 2u_{i,j+1} + u_{i+1,j+1}}{h^2} + \frac{1}{r_i} \frac{u_{i+1,j+1} - u_{i,j+1}}{h} \right),$$

визначений на чотирьохточковому шаблоні (r_{i-1}, t_{j+1}) , (r_i, t_{j+1}) , (r_{i+1}, t_{j+1}) , (r_i, t_j) , де i, j – номери шарів відповідно просторової та часової змінних.

Отже, диференціальному рівнянню

$$\frac{1}{a^2} \frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r}$$

буде відповідати система алгебраїчних рівнянь (різницевих рівнянь):

$$\frac{1}{a^2} \frac{u_{i,j+1} - u_{i,j}}{\tau} = \frac{u_{i-1,j+1} - 2u_{i,j+1} + u_{i+1,j+1}}{h^2} + \frac{1}{r_i} \frac{u_{i+1,j+1} - u_{i,j+1}}{h} \quad (6)$$

Виберемо крок просторової координати h сталим та достатньо малим у порівнянні з експериментально визначеними $r_0 = 12$ мм і $r^* = 17$ мм – $h = 0,1$ мм. Тоді $r_i = i \cdot h$ ($i = 0, 1, \dots, 170$), причому $r_0 = r_{120}$, а $r^* = r_{170}$.

Постановка різницевої задачі окрім побудови різницевого оператора включає визначення також додаткових умов на сітці (сукупність визначених різницевих рівнянь і додаткових умов називають різницевою схемою).

Початкові умови задають розподіл температури на нульовому часовому шарі при $j = 0$

$$u_{i,0} = c_c, i = 0, 1, 2, \dots, 119; \quad (7)$$

$$u_{i,0} = c_p, i = 121, 122, \dots, 170. \quad (8)$$

Температура в 120-му просторовому шарі визначається нижче з умови ідеального теплового контакту.

Крайові умови зводяться до рівності пар сусідніх температур для довільних часових шарів j :

$$u_{0,j} = u_{1,j}; \quad (9)$$

$$u_{169,j} = u_{170,j} \quad (10)$$

Умова ідеального теплового контакту в різницевій формі буде мати наступний вид:

$$k_0 \frac{u_{120} - u_{119}}{h} = k_2 \frac{u_{121} - u_{120}}{h} \quad (11)$$

Неявні схеми для рівняння теплопровідності приводять до системи алгебраїчних рівнянь для значень шуканої функції $u_{i,j+1}$ на новому шарі $t = t_{j+1}$. Вказана система має вид [9, с. 590]

$$A_i u_{i-1} - C_i u_i + B_i u_{i+1} + D_i = 0, 0 < i < N \quad (12)$$

(в нашому випадку для стрижня $0 < i < 120$ і для розплаву $120 < i < 170$).

Зіставляючи рівняння (6) і (12), отримаємо вирази для різницевих коефіцієнтів рівняння ливарного стрижня та розплаву:

$$A_i = a_0^2 \frac{\tau}{h^2}, \quad B_i = a_0^2 \frac{\tau}{h^2} \left(1 + \frac{1}{i}\right) \dots C_i = a_0^2 \frac{\tau}{h^2} \left(2 + \frac{1}{i}\right) + 1 \quad D_i = T_c \quad 0 < i < 120,$$

$$A_i = a_2^2 \frac{\tau}{h^2}, \quad B_i = a_2^2 \frac{\tau}{h^2} \left(1 + \frac{1}{i}\right), \quad C_i = a_2^2 \frac{\tau}{h^2} \left(2 + \frac{1}{i}\right) + 1, \dots D_i = T_p \quad 120 < i < 170$$

Причому, згідно до умови ідеального теплового контакту (11):

$$A_{120} = k_0, \quad B_{120} = k_2, \quad C_{120} = k_0 + k_2, \quad D_{120} = 0.$$

Для знаходження розв'язку системи (12) крім звичайних методів лінійної алгебри або методів ітерацій застосовують найбільш економічний метод – метод прогонки або метод факторизації [9, с. 591], який враховує спеціальний вигляд матриці системи рівнянь (12). У зазначеному методі розв'язок системи (12) шукають в вигляді:

$$u_i = \alpha_{i+1} u_{i+1} + \beta_{i+1}, \quad i = 0, 1, 2, \dots, N-1 \quad (13)$$

З (12) і (13) знаходять рекурентні формули для визначення коефіцієнтів α_{i+1} і β_{i+1} :

$$\alpha_{i+1} = \frac{B_i}{C_i - A_i \alpha_i}, \quad \beta_{i+1} = \frac{A_i \beta_i + D_i}{C_i - A_i \alpha_i}, \quad i = 1, 2, \dots, N-1.$$

З умови (9) визначаються значення $\alpha_1 = 1$ і $\beta_1 = 0$. За рекурентним формулами послідовно знаходяться всі інші коефіцієнти. Знаючи значення граничної температури u_N (обов'язкова умова), за формулою (13) справа наліво – від $i+1$ до i , визначаються $u_{N-1}, u_{N-2}, \dots, u_0$.

Розрахунок за вказаною схемою не дав бажаного результату, оскільки висока температура в зоні розплаву "тримала" температуру поверхневого шару виливка і перешкоджала процесу кристалізації.

Був застосований інший варіант формул прогонки [9, с. 592], коли використовується розв'язок системи (12) у вигляді

$$u_{i+1} = \alpha_{i+1} u_i + \beta_{i+1}, \quad i = 0, 1, 2, \dots, N-1, \quad (14)$$

де

$$\alpha_i = \frac{A_i}{C_i - B_i \alpha_{i+1}}, \quad \beta_{i+1} = \frac{B_i \beta_{i+1} + D_i}{C_i - B_i \alpha_{i+1}}, \quad i = 1, 2, \dots, N-1.$$

При цьому опорною температурою є температура u_0 , а її задання визначає розрахунок всіх інших температур у вузлах. З умови (10) визначалися $\alpha_N = 1$ і $\beta_N = 0$, а потім послідовно знаходилися всі інші коефіцієнти α_i та β_i системи (14). За початковою умовою гранична температура u_0 визначена, і за її значенням зліва направо (від i до $i+1$) визначаються u_1, u_2, \dots, u_N . Для наступних часових шарів, згідно з умовою (9), в якості температури u_0 бралася температура u_1 з попереднього часового шару. Тим самим усувалася невизначеність граничної

температури на осі ливарного стрижня і здійснювалося гнучке налаштування температурного градієнта осі на нульове значення.

Після досягнення температури кристалізації на поверхні контакту ливарного стрижня з розплавом в ньому починає формуватися кристалічна фаза.

Вирази для різницевого коефіцієнтів у вузлах ливарного стрижня і у вузлах розплаву залишаються колишніми, тільки значення D_i в кожному новому часовому шарі будуть замінюватися попередніми значеннями температури в цих вузлах. Різницеві коефіцієнти вузлів розплаву, крім того, будуть починатися не з колишнього номера вузла ($i = 121$), а з наступних номерів - $i = 122, 123, \dots$

На границі ливарного стрижня з застиглим розплавом умова рівності теплових потоків в різницевої формі прийме вигляд (вважається, що фронт кристалізації вже досяг 121-го вузла):

$$k_0 \frac{u_{120} - u_{119}}{h} = k_1 \frac{u_{121} - u_{120}}{h}$$

або

$$k_0(u_{120} - u_{119}) = k_1(u_{121} - u_{120}). \quad (15)$$

Різницеве рівняння, відповідне умові фазового переходу на границі розділу твердого та рідкого розплаву у момент досягнення фронтом кристалізації першого після поверхні контакту зі стрижнем вузла кристалічної фази (121-го в наскрізній нумерації) матиме вигляд:

$$k_1 \frac{u_{121} - u_{120}}{h} = k_2 \frac{u_{122} - u_{121}}{h} + \lambda \rho \frac{h}{\tau}$$

або

$$k_1(u_{121} - u_{120}) = k_2(u_{122} - u_{121}) + \lambda \rho \frac{h^2}{\tau}. \quad (16)$$

Відповідно до рівнянь (15) і (16), різницеві коефіцієнти виразу (12), для вузлів, що поділяють фази, приймуть вигляд:

$$\begin{aligned} A_{120} &= k_0, B_{120} = k_1, C_{120} = k_0 + k_1, D_{120} = 0; \quad i \\ A_{121} &= k_1, B_{121} = k_2, C_{121} = k_1 + k_2, D_{121} = \lambda \rho h^2 / \tau. \end{aligned}$$

Використовуючи зворотну прогонку, варіюємо значенням часового кроку τ так щоб розрахункова температура в 121-му вузлі досягла температури кристалізації ($T^* = 1360^\circ\text{C}$ або $u = 0$) і фіксуємо вказаний проміжок часу.

При подальшому розрахунку руху фронту кристалізації додаткова умова на поверхні затвердіння (16) зазнає зсуву від вузла до вузла в напрямку до r^* . Різницеві коефіцієнти проміжних між r_0 і r^* вузлів знаходяться аналогічно, відповідно до різницевого рівняння (6), в якому коефіцієнт температуро-

провідності a^2 приймає значення коефіцієнта температуропровідності кристалічної фази $a^2 = a_1^2$, тобто за формулами:

$$A_i = a_1^2 \frac{\tau}{h^2}, \quad B_i = a_1^2 \frac{\tau}{h^2} \left(2 + \frac{1}{i} \right), \dots C_i = a_1^2 \frac{\tau}{h^2} \left(2 + \frac{1}{i} \right) + 1, \quad D_i = u_{i,j-1} \quad 120 < i < 170,$$

де $u_{i,j-1}$ – температура в i -му просторовому шарі в попередньому до розрахункового (j -го) часовому шарі. Запропонований метод розв’язку був апробований на конференціях, наприклад – [12].

Результати дослідження

Кристалізація розплаву, що вступив в тепловий контакт з ливарним стрижнем, починається не миттєво, а через деякий час t_0 , упродовж якого розплав на поверхні контакту $r = r_0$, де r_0 – радіус ливарного стрижня ($r_0 = 12$ мм), охолodиться до температури кристалізації. Упродовж рішення початкової (двохфазної задачі) був розрахований час t_0 досягнення температури кристалізації на межі ливарного стрижня з розплавом: $t_0 = 2,48$ мс. Розподіл температури по найближчим розрахунковим точкам біля вказаної межі $r = r_0$ наведений на рис. 3. Температура ливарного стрижня T_c та температура розплаву в момент заливки у форму T_p відповідно становили 20°C та 1420°C .

Змінюючи часовий крок τ , так щоб розрахункова температура в кожному наступному вузлі досягала температури кристалізації $T^* = 1360^\circ\text{C}$, визначалось переміщення фронту тверднення.

Чисельні значення коефіцієнтів $k_0 = 0,33$ Вт/(м·К), $k_1 = 26$ Вт/(м·К), $k_2 = 9$ Вт/(м·К), $\lambda = 270 \cdot 10^3$ Дж/кг, $\rho = 7,3 \cdot 10^3$ кг/м³, а також розрахункові величини $a_0^2 = k_0 / (c_0 \cdot \rho_0) = 0,265 \cdot 10^{-6}$ м²/с, $a_1^2 = k_1 / (c_1 \cdot \rho_1) = 5,24 \cdot 10^{-6}$ м²/с, $a_2^2 = k_2 / (c_2 \cdot \rho_2) = 1,56 \cdot 10^{-6}$ м²/с визначались за довідниковими даними.

Рішення основної (трифазної) задачі дало наступні результати. На рис. 4 наведено розподіл температур в системі ливарний стрижень ($0 < r < r_0$) - застиглий розплав ($r_0 < r < r^*$) - рідкий розплав ($r^* < r < r^\wedge$) у різні моменти часу t після початку кристалізації, при значеннях параметрів $r_0 = 12$ мм і $r^\wedge = 17$ мм. Координата r^* дорівнює відповідно 12,3 мм ($t = 3,28$ с); 12,6 мм ($t = 11,08$ с); 13,2 мм ($t = 27,83$ с); 14,4 мм ($t = 88,23$ с).

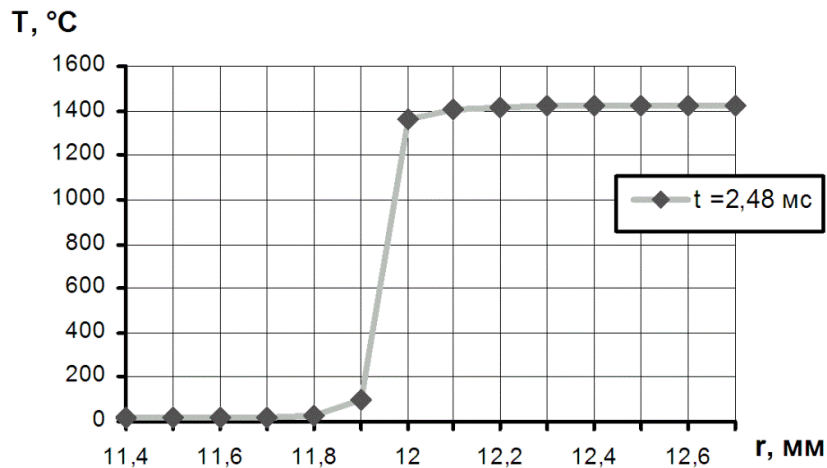


Рисунок 3 – Розподіл температури поблизу межі ливарного стрижня з розплавом в момент $t_0 = 2,48$ мс

Залежність переміщення фронту кристалізації $\Delta r^* = r^* - r_0$ від часу Δt , відрахованого від моменту досягнення температури кристалізації на границі ливарного стрижня та розплаву ($\Delta t = t - t_0$), в кожному зазначеному випадку показана на рис. 5. Оскільки $t_0 = 2,48$ мс досить малий інтервал, то можна вважати $\Delta t = t$. Реальна середина стінки виливка траку в області вушок (r^*) відхилялась від середнього значення $17 \text{ мм} \pm 1 \text{ мм}$.

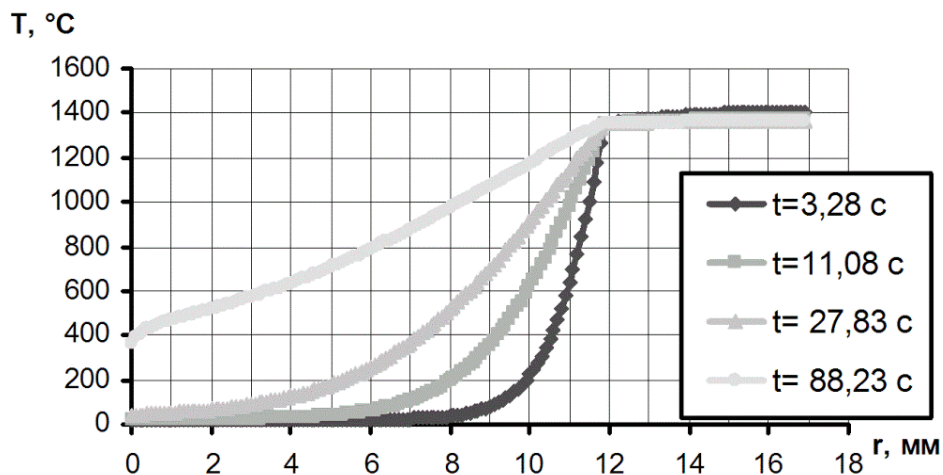


Рисунок 4 – Розподіл температур в системі ливарний стрижень - поверхневий шар виливка в різні моменти часу після початку кристалізації

Вирівнювання даних чисельного експерименту за степенною кривою способом найменших квадратів [11, с. 319, 325] дає наступну емпіричну формулу зв'язку між Δr^* і Δt :

$$\Delta r^* = \alpha \Delta t^\beta \quad (17)$$

Для розмірностей $[\Delta r^*] = \text{мм}$ і $[\Delta t] = \text{с}$, коефіцієнти рівняння (17) дорівнюють відповідно: $\alpha = 0,149$ і $\beta = 0,623$ для $r^* = 17 \text{ мм}$.

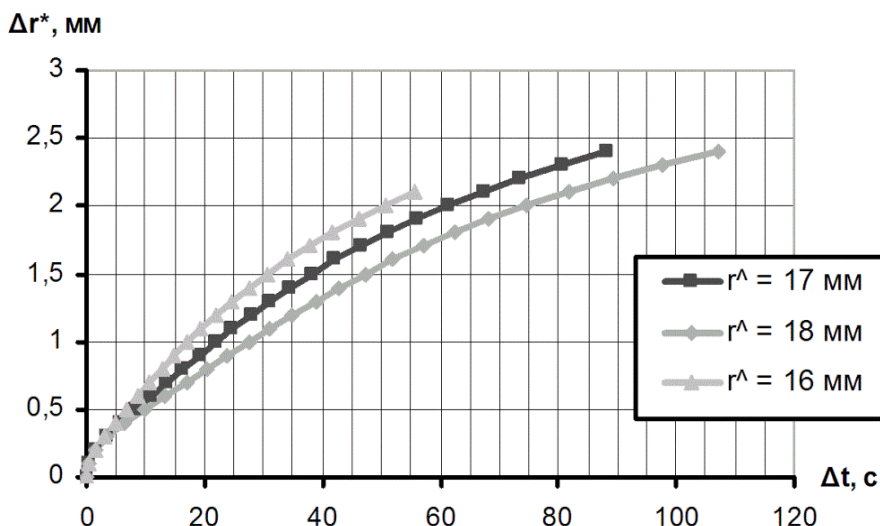


Рисунок 5 – Переміщення фронту кристалізації розплаву в залежності від різних значень параметра $r^$

Відмінність величини β від значення $\beta = \frac{1}{2}$ [9, с. 255, 263] зумовлено порушенням однорідності граничних умов порівняно з напівнескінченною моделлю і некоректністю застосування методу подібності до вирішення поставленої задачі. Відхилення показника ступеня β в формулі (17) від значення $\frac{1}{2}$ можна трактувати як зміну з часом сталої α в законі руху кристалізаційного фронту при $\beta = \frac{1}{2}$.

$$\Delta r^* = \alpha(t)\sqrt{t} \quad (18)$$

Вказаний тезис підтверджується стабілізацією параметра $\alpha \approx 0,25$ в рівнянні (17) при достатньому віддаленні фронту кристалізації від поверхні виливка, коли температура в зоні нульового градієнта ($r = r^$) практично не змінюється, наближаючись до температури кристалізації розплаву.

Існування вираженої межі між поверхневим легованим шаром та основою виливка (рис. 1-2) підтверджує, що ефективне насичення поверхневого шару відбувається саме в зоні розплаву. Швидкість кристалізації детермінує процес насичення, а кристалізаційний фронт фіксує результат. Згідно рис. 4 часова експозиція інтенсивного насичення дослідженої моделі знаходиться в межах ≈ 20 с.

Порівняння розподілів температури в затверділому поверхневому шарі, отриманих шляхом чисельного розрахунку на базі одновимірної моделі кристалізації та на моделі з осью симетрії, що відповідала параметрам реальної системи, дало наступні результати.

На рис. 6 наведено розподіл температури в поверхневому затверділому шарі виливка при переміщенні фронту кристалізації на відстань $x_0 = 1,2$ мм від поверхні виливка. Відзначається незначне запізнення швидкості кристалізації

плоскої моделі, в порівнянні з циліндричною моделлю, для еквівалентного зміщення фронту кристалізації на $\sim 0,1$ мм.

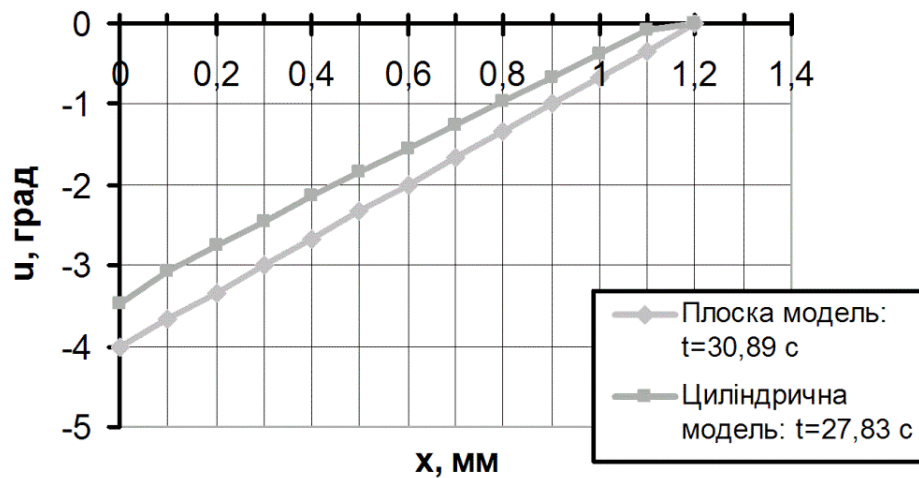


Рисунок 6 – Розподіл температур в поверхневому шарі виливка після кристалізації

На рис. 7 наведено розширений розподіл температури у вказаних моделях, який охоплює додатковий шар прилеглого до фронту кристалізації розплаву. Відзначимо тенденцію збільшення розбіжності в температурах при відхиленні від зони кристалізаційного фронту, особливо в області розплаву.

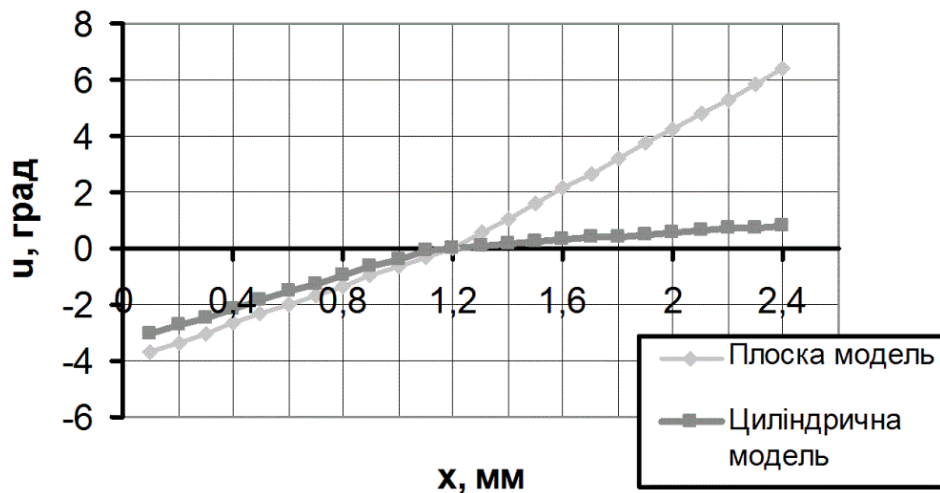


Рисунок 7 – Розподіл температур в поверхневому шарі виливка в процесі кристалізації

По розрахунковим точкам температурного поля поверхнього шару вушок в процесі кристалізації була досліджена швидкість охолодження поверхнього шару. Максимальна швидкість охолодження 24200 $^{\circ}\text{C}/\text{с}$ розвивається на поверхні виливка в початковий, докристалізаційний період, на глибині $0,1$ мм, $0,2$ мм, $0,3$ мм вона становить 5550 $^{\circ}\text{C}/\text{с}$, 1270 $^{\circ}\text{C}/\text{с}$, 291 $^{\circ}\text{C}/\text{с}$ відповідно. У більш віддалених від поверхні шарах максимум швидкості охолодження настає з деяким запізненням і затуханням. Можна констатувати утворення

температурної хвилі, що рухається від поверхні в глибину вилівка з швидкістю $\sim 0,5$ мм/с.

Одержані швидкості охолодження поверхневих шарів виливків в процесі кристалізації дозволяють оцінити величину механічних напруг і темпи зміни коефіцієнтів дифузії насичуючих елементів при поверхневому легуванні виливків.

Висновки

Чисельно-аналітичним моделюванням нестационарного температурного поля поверхневого шару виливків траків в області їх отворів було встановлено швидкості охолодження поверхневого шару в процесі кристалізації та швидкість переміщення кристалізаційного фронту. Одержані параметри дозволяють оцінити час перебування визначеного поверхневого шару виливків у рідкому стані і, як наслідок, передбачити ефективність суміщення поверхневого легування з процесом кристалізації та розрахувати глибину насичення легуючим елементом поверхневого шару.

ЛІТЕРАТУРА

1. Таран Ю. Н. Количественное исследование текстуры роста кристаллов цементита эвтектического чугуна / Ю. Н. Таран, Г. М. Воробьев, О. А. Петрова // Известия АН СССР. Металлы. № 1. – 1987. – с. 62-66.
2. А. с. 1766609 СССР, МКИ³ В 22 D 27/04. Устройство для получения чугуновых отливок с отбеленным рабочим слоем / Г. М. Воробьев, О. А. Петрова, В. И. Цоцко (СССР) . – опубл. в 1992. – Бюл. № 37.
3. Tsotsko V. I. Application of casting surface alloying for hardening surface of track pin holes / V. I. Tsotsko, A. I. Burya, V. I. Shemavnev, G. M. Vorobyev // 2nd International Conference "Research and Development in Mechanical Industry" (RaDMI 2002), 01-04 September 2002, Vrnjačka Banja, Yugoslavia. – V. 2. – S. 1100-1105.
4. А. с. 1540937 СССР, МКИ³ В 22 D 27/20. Способ легирования поверхности проушин в отливках траков / Г. М. Воробьев, В. И. Цоцко (СССР) . – опубл. в 1990. – Бюл. № 5.
5. Цоцко В. І. Легування поверхневого шару ливарної заготовки в процесі лиття / В. І. Цоцко, Б. Г. Пелешенко, П. І. Мельник. – Металознавство та обробка металів. – № 2. – 2009. – С. 27-30.
6. Мельник П. І. Дифузійні процеси та твердофазні перетворення в металах і сплавах / П. І. Мельник, Б. К. Остафійчук, С. І. Сидоренко. – Івано-Франківськ: Плай, 1999. – 220 с.
7. Лепинских Б. М. Диффузия элементов в жидких металлах группы железа / Б. М. Лепинских, А. В. Кайбичев, Ю. А. Савельев. – М. : Наука, 1974. – 192 с.
8. Бокштейн Б. С. Диффузия в металлах / Б. С. Бокштейн. – М.: Металлургия, 1978. – 248 с.

9. Тихонов А. Н. Уравнения математической физики / А. Н. Тихонов, А.А. Самарский. – М.: Наука, 1972. – 736 с.
10. Корн Г. Справочник по математике / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, 1974. – 832 с.
11. Маркович Э. С. Курс высшей математики с элементами теории вероятностей и математической статистики. М.: Высшая школа, 1972. – 480 с.
12. Tsotsko V. I. Simulation of crystallization of the surface layer of track castings in the region of holes / V. I. Tsotsko, B. G. Peleshenko // International Conference Differential Equations, Mathematical Physics and Applications, October 17-19, 2017, Cherkasy, Ukraine / Book of Abstracts. – Vinnitsa: Vasyl' Stus Donetsk National University, 2017. – P. 144-145.

REFERENCES

1. Taran Yu. N. Kolichestvennoe issledovanie teksturyi rosta kristallov tsementita evtekticheskogo chuguna / Yu. N. Taran, G. M. Vorobev, O. A. Petrova // Izvestiya AN SSSR. Metallyi. # 1. – 1987. – S. 62-66.
2. A. s. 1766609 SSSR, MKI³ B 22 D 27/04. Ustroystvo dlya polucheniya chugunnyih otlivok s otbelennym rabochim sloem / G. M. Vorobev, O. A. Petrova, V. I. Tsotsko (SSSR) . – opubl. v 1992. – Byul. # 37.
3. Tsotsko V. I. Application of casting surface alloying for hardening surface of track pin holes / V. I. Tsotsko, A. I. Burya, V. I. Shemavnev, G. M. Vorobyev // 2nd International Conference "Research and Development in Mechanical Industry" (RaDMI 2002), 01-04 September 2002, Vrnjačka Banja, Yugoslavia. – V. 2. – S. 1100-1105.
4. A. s. 1540937 SSSR, MKI³ B 22 D 27/20. Sposob legirovaniya poverhnosti proushin v otlivkah trakov / G. M. Vorobev, V. I. Tsotsko (SSSR) . – opubl. v 1990. – Byul. # 5.
5. Tsotsko V. I. Lehuvannia poverkhnevoho sharu lyvarnoi zahotovky v protsesi lyttia / V. I. Tsotsko, B. H. Peleshenko, P. I. Melnyk. – Metaloznavstvo ta obrobka metaliv. – № 2. – 2009. – S. 27-30.
6. Melnyk P. I. Dyfuziini protsesy ta tverdofazni peretvorennia v metalakh i splavakh / P. I. Melnyk, B. K. Ostafiichuk, S. I. Sydorenko. – Ivano-Frankivsk: Plai, 1999. – 220 s.
7. Lepinskih B. M. Diffuziya elementov v zhidkih metallah gruppyi zheleza / B. M. Lepinskih, A. V. Kaybichev, Yu. A. Savelev. – M.: Nauka, 1974. – 192 s.
8. Bokshteyn B. S. Diffuziya v metallah / B. S. Bokshteyn. – M.: Metallurgiya, 1978. – 248 s.
9. Tihonov A. N. Uravneniya matematicheskoy fiziki / A. N. Tihonov, A. A. Samarskiy. – M.: Nauka, 1972. – 736 s.
10. Korn G. Spravochnik po matematike / G. Korn, T. Korn. – M.: Nauka, 1974. – 832 s.
11. Markovich E. S. Kurs vyisshey matematiki s elementami teorii veroyatnostey i matematicheskoy statistiki. M.: Vysshaya shkola, 1972. – 480 s.
12. Tsotsko V. I. Simulation of crystallization of the surface layer of track castings in the region of holes / V. I. Tsotsko, B. G. Peleshenko // International Conference Differential Equations, Mathematical Physics and Applications, October 17-19, 2017, Cherkasy, Ukraine / Book of Abstracts. – Vinnitsa: Vasyl' Stus Donetsk National University, 2017. – P. 144-145.

ЗМІСТ

<i>Бочка В.В., Сова А.В., Двоєглазова А.В., Ягольник М.В., Ващенко М.О.</i> Особливості спікання агломерату при використанні шихти з попередньо підготовленими композитами	3
<i>Быткин С.В., Критская Т.В.</i> Радиационная чувствительность планарных при структур, изготовленных на изовалентно легированном германием кремнии (nSiGe)	13
<i>Васильченко Т.О., Шевченко І.А., Кобрін Ю.Г., Гречаний О.М.</i> Теоретичні дослідження процесу дроблення крихких матеріалів в молоткових дробарках	22
<i>Гладких В.А., Пройдак Ю.С., Михалев А.И., Рубан А.В., Дедов Ю.Б.</i> Оптимизация состава шихты при производстве марганцевых агломератов	30
<i>Гришин А.М., Надточий А.А., Щеглова И.С.</i> Термодинамическое моделирование углеродотермического восстановления хромита железа	40
<i>Мельянцов П.Т., Лосіков О.М., Мовчан В.Ф.</i> Конструктивні рішення по зниженню об'ємних втрат робочої рідини в шестеренних насосах підживлення аксіально-поршневих гідромашин.....	52
<i>Молчанов Л.С., Чернятевич А.Г., Вакульчук В.В., Чубіна О.А.</i> Комплексний техніко-економічний аналіз впливу конструкції верхніх продувальних пристроїв на основні показники виробництва сталі в кисневих конвертерах	62
<i>Селівьорстова Т.В., Селівьорстов В.Ю.</i> Математична модель формування двофазної зони виливка із алюмінієвого сплаву евтектичного складу, що твердне при наростаючому газовому тиску	73
<i>Семыкин С.И., Голуб Т.С., Дудченко С.А., Вакульчук В.В.</i> Высокотемпературные исследования особенностей влияния низковольтного потенциала на поведение шлако-металлической ванны при продувке сверху	83
<i>Семыкин С.И., Голуб Т.С., Прокопенко П.Г.</i> Стендовое исследование особенностей электрофизической активизации газового кислородсодержащего потока	94
<i>Тимошенко С.Н., Губинский М.В.</i> Энергоэффективные решения диаметра распада электродов дуговой сталеплавильной печи	104
<i>Цоцко В.І., Денисенко О.І.</i> Моделювання кристалізації литих виробів в області отворів циліндричної форми	114

АВТОРИ ВИПУСКА

Биткін Сергій Віталійович – кандидат технічних наук, доцент, начальник відділу кон'юнктурно - технологічного системного аналізу ПАТ «Запоріжсталь», м. Запоріжжя, Україна.

Бочка Володимир Васильевич – професор кафедри металургії чавуну, Національна металургійна академія України.

Вакульчук Володимир Вікторович – м.н.с., Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України.

Васильченко Тетяна Олександрівна – к.т.н., доцент кафедри «Металургійне обладнання», Запорізький національний університет.

Ващенко Максим Александрович – студент кафедри металургії чавуну, Національна металургійна академія України.

Гладких Володимир Андрійович – д.т.н., проф., професор кафедри електрометалургії НМетАУ.

Голуб Тетяна Сергіївна – н.с., канд. техн. наук, Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України.

Гречаний Олексій Миколайович – аспірант, Національна металургійна академія України.

Гришин Олександр Михайлович – кандидат технічних наук, доцент кафедри теорії металургійних процесів та хімії НМетАУ, м. Дніпро, Україна.

Губинский Михаил Владимирович – д.т.н., професор, ГВУЗ Национальная металлургическая академия Украины, зав. кафедрой, г. Дніпр.

Двоєглазова Аліса Вікторівна – молодший науковий співробітник кафедри металургії чавуну, Національна металургійна академія України.

Денисенко Олександр Іванович – кандидат технічних наук, доцент, керівник центру дистанційного навчання Національної металургійної академії України.

Дєдов Юрій Борисович – к.т.н., провідний інженер виробничо-технічного відділу АТ «Нікопольській завод феросплавів».

Дудченко Сергій Олександрович – н.с., Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України.

Кобрін Юрій Григорович – аспірант, Національна металургійна академія України.

Критська Тетяна Володимирівна – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри електронних систем, Інженерний інститут Запорізького національного університету, Україна.

Лосіков Олександр Михайлович – старший викладач, кафедра колісних та гусеничних транспортних засобів, Національна металургійна академія України.

Мельянов Петро Тимофійович – к.т.н., доцент, кафедра надійності і ремонту машин, Дніпровський державний аграрно-економічний університет.

Михальов Олександр Ілліч – д.т.н., проф., завідувач кафедрою інформаційних технологій і систем НМетАУ.

Мовчан Віталій Федорович – к.т.н., доцент, кафедра машиновикористання в землеробстві, Таврійський державний агротехнологічний університет.

Молчанов Лавр Сергійович – к.т.н., старший науковий співробітник відділу фізико-технічних проблем металургії сталі, Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України.

Надточій Анжела Анатоліївна – кандидат технічних наук, доцент кафедри теорії металургійних процесів та хімії НМетАУ, м. Дніпро, Україна.

Пройдак Юрій Сергійович – д.т.н., проф., професор кафедри електрометалургії, проректор з наукової роботи НМетАУ.

Прокопенко Павло Григорович – головний метролог, Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України.

Рубан Артем Володимирович – к.т.н., доц., доцент кафедри електрометалургії НМетАУ.

Селівьорстов Вадим Юрійович – д.т.н., професор, професор кафедри ливарного виробництва, Національна металургійна академія України.

Селівьорстова Тетяна Віталіївна – к.т.н., доцент, кафедра інформаційних технологій та систем, Національна металургійна академія України.

Семикін Сергій Іванович – к.т.н., с.н.с., Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України.

Сова Артем Валерійович – молодший науковий співробітник кафедри металургії чавуну, Національна металургійна академія України.

Тимошенко Сергій Николаевич – к.т.н., с.н.с., ГВУЗ Донецкий національний технічний університет, докторант, г. Покровск.

Цоцко Віталій Іванович – старший викладач кафедри вищої математики та фізики інженерно-технологічного факультету Дніпровського державного аграрно-економічного університету.

Чернятевич Анатолій Григорович – д.т.н., проф., завідувач відділу фізико-технічних проблем металургії сталі, Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України.

Чубіна Олена Анатоліївна – к.т.н., доц., доцент кафедри металургії чорних металів, Дніпровський державний технічний університет.

Шевченко Ірина Артурівна – к.т.н., доцент кафедри «Металургійне обладнання», Запорізький національний університет.

Щеглова Ірина Сергіївна – кандидат хімічних наук, доцент кафедри теорії металургійних процесів та хімії НМетАУ, м. Дніпро, Україна.

Ягольник Максим Вікторович – доцент кафедри металургії чавуну, Національна металургійна академія України.

УДК 669.162

Бочка В.В., Сова А.В., Двоєглазова А.В., Ягольник М.В., Ващенко М.О. **Особенности спекания агломерата при використанні шихти з попередньо підготовленими композитами**

Досліджено ефективність грудкування шихти з використанням попередньо підготовлених композитних матеріалів. Найкраща якість агломерату була забезпечена при використанні композиту з «концентрату – руди – вапна – вапняку», основність якого складала 0,9-1,0 одиниць. Композит і залишкова шихта паралельно зволожували та змішували, після чого проводили спільну грануляцію з додаванням твердого палива. Виробництво агломерату запропонованим способом дозволяє покращити продуктивність процесу і міцність матеріалу.

Бібл. 7, іл. 1, табл. 4.

UDK 669.162

Bochka V.V., Sova A.V., Dvoiehlazova A.V., Yaholnyk M.V., Vashchenko M.O. **Features of agglomerate sintering using batch with previously prepared composites**

Effectiveness of pelletizing of batch using previously prepared composite materials is researched. The best quality of agglomerate was provided using composite of “concentrate – ore – lime - limestone”, which had 0,9 – 1,0 units of basicity. Composite and residual batch were concurrently moisturized and mixed. Later collaborative granulation adding solid fuel was made. The production of agglomerate in this way improves the process productivity and the material strength.

Ref. 7, fig. 1, tab. 4.

УДК 669.162

Бочка В.В., Сова А.В., Двоєглазова А.В., Ягольник М.В., Ващенко Н.А. **Особенности спекания агломерата при использовании шихты с предварительно подготовленными композитами**

Исследована эффективность окомкования шихты с использованием предварительно подготовленных композитных материалов. Наилучшее качество агломерата получено при использовании композита с «концентрата - руды - извести - известняка», основность которого составляла 0,9-1,0 единиц. Композит и остаточная шихта параллельно увлажняли и смешивали, после чего проводили совместную грануляцию с добавлением твердого топлива. Производство агломерата предложенным способом позволяет улучшить производительность процесса и прочность материала.

Библ. 7, ил. 1, табл. 4.

УДК 621.385

Боткин С.В., Критская Т.В. **Радиационная чувствительность планарных прп структур, изготовленных на изовалентно легированном германием кремнии (nSiGe)**

Исследована радиационная чувствительность прп структур, изготовленных на кремнии, легированном германием (nSiGe). Проведена сравнительная оценка деградации h_{21E} тестовых прп структур ИС, изготовленных на nSiGe с различной концентрацией Ge и шириной базы, к действию α -излучения для подтверждения технологической применимости изовалентно легированного Ge кремния для формирования работоспособных в полях ионизирующих излучений приборных структур. Показано, что скорость деградации усилительных свойств тестового планарного транзистора нелинейно зависит как от концентрации изовалентной примеси, так и от дозы α -облучения, причём характер зависимости определяется шириной базы прибора. Полученные зависимости подтверждают возможность использования nSiGe для изготовления дискретных полупроводниковых приборов, устойчивых к действию ионизирующего излучения.

Библ.15, ил. 4, табл.1.

УДК 621.385

Биткін С.В., Критська Т.В. **Радіаційна чутливість планарних прп структур, виготовлених на ізовалентно легованому германієм кремнії (nSiGe)**

Досліджена радіаційна чутливість прп структур, виготовлених на кремнії, легованому германієм (nSiGe). Проведена порівняльна оцінка деградації h_{21E} тестових прп структур ІС, виготовлених на nSiGe з

різною концентрацією Ge і шириною бази, до дії α -випромінювання для підтвердження технологічної застосовності ізовалентно легованого Ge кремнію для формування працездатних в полях іонізуючих випромінювань приладових структур. Показано, що швидкість деградації підсилюючих властивостей тестового планарного транзистора нелінійно залежить як від концентрації ізовалентної домішки, так і від дози α -опромінювання, причому характер залежності визначається шириною бази приладу. Отримані залежності підтверджують можливість використання SiGe для виготовлення дискретних напівпровідникових приладів, стійких до дії іонізуючого випромінювання.

Бібл. 15, рис. 4, табл. 1.

УДК 621.385

Bytkin S.V., Kritskaya T.V. **Radiationsensitivityofplanarnpn structures, manufacturedonsilicon, isovalentlydopedwithgermanium (nSiGe)**

The radiation sensitivity of npn structures fabricated on germanium-doped silicon (nSiGe) was investigated. A comparative assessment was made of the degradation of h21E test NPN structures of ICs fabricated on nSiGe with various Ge concentrations and base widths to the action of α -radiation to confirm the technological applicability of isovalently doped Ge silicon for the formation of instrument structures operating in the fields of ionizing radiation. Shown, that the rate of degradation of the amplifying properties of the test planar transistor depends nonlinearly on both the concentration of isovalent impurity and the dose of α -irradiation, and the nature of the dependence is determined by the width of the base of the device. The dependences confirm the possibility of using nSiGe for the manufacture of discrete semiconductor devices that are resistant to ionizing radiation.

Ref.15, fig. 4, tabl.1.

УДК 621.891

Васильченко Т.О., Шевченко І.А., Кобрін Ю.Г., Гречаний О.М. **Теоретичні дослідження процесу дроблення крихких матеріалів в молоткових дробарках**

Розглядається дроблення твердих й крихких матеріалів шляхом руйнування їх початкової структури ударом і стиранням в дробарках з шарнірно підвішеними молотками та три стадії дроблення. Проведено теоретичні дослідження що до визначення енергопотреб необхідних для проведення ударно-стираючого дроблення в залежності від співвідношення впливу способів ударного руйнування та руйнування тертям. Отримані залежності енерговитрат процесу дроблення від характеристик матеріалу та способу дроблення які дають можливість застосувати раціональний спосіб дроблення в молоткових дробарках.

Бібл. 8, іл. 0, табл. 0.

Васильченко Т.А., Шевченко І.А., Кобрін Ю.Г., Гречаний О.Н. **Теоретические исследования процесса дробление хрупких материалов в молотковых дробилках**

Рассматривается дробление твердых и хрупких материалов путем разрушения их первоначальной структуры ударом и стиранием в дробилках с шарнирно подвешенными молотками и три стадии дробления. Проведены теоретические исследования по определению энергопотребности необходимой для проведения ударно-стирающего дробления в зависимости от соотношения влияния способов ударного разрушения и разрушения трением. Получены зависимости энергозатрат процесса дробления от характеристик материала и способа дробления которые дают возможность применить рациональный способ дробления в молотковых дробилках.

Библ. 8, ил. 0, табл. 0.

Vasilchenko T.O., Shevchenko I.A., Kobrin Y.G., Grechaniy O.M. **Theoretical studies of the process of fragmentation of fragile materials in hammer mills**

The breakdown of solid and fragile materials by breaking down their original structure by impact and erosion in crusher with hinged hammers and three stages of crushing is considered. Theoretical researches have been carried out on the determination of the energy demand for shock-erosion crushing, depending on the ratio of the impact of methods of shock destruction and friction failure. The dependence of the energy costs of the

crushing process on the characteristics of the material and the crushing method is obtained, which makes it possible to apply a rational way of crushing in the hammer crushers.

Ref. 8, fig. 0, tab. 0.

УДК. 669.74:669.162.262.3:669.213.3

Гладких В.А., Пройдак Ю.С., Михалев А.И., Рубан А.В., Дедов Ю.Б. **Оптимизация состава шихты при производстве марганцевых агломератов.**

Отечественные марганцевые руды подвергаются обогащению. Полученные при этом концентраты представлены мелкой фракцией, которую перед рудовосстановительной плавкой подвергают окускованию методом агломерации. В работе приведена математическая модель стоимостной оптимизации состава шихты при спекании марганцевого агломерата из концентратов различных сортов с учетом переработки заводских техногенных отходов. Разработанный алгоритм позволяет находить компромиссные решения при варьировании долевым соотношением шихтовых компонентов в аглошихте их химическим составом, выходом твердого остатка из каждого компонента шихты. Полученные в работе результаты могут быть использованы при разработке программной системы поддержки принятия решения по оперативному управлению процессом агломерации в производственных условиях ПАО «Никопольский завод ферросплавов».

Библ.11, табл.1, форм. 23.

УДК. 669.74:669.162.262.3:669.213.3

Гладких В.А., Пройдак Ю.С., Михальов О.И., Рубан А.В., Дедов Ю.Б. **Оптимізація складу шихти при виробництві марганцевих агломератів.**

Вітчизняні марганцеві руди піддаються збагаченню. При цьому отримують концентрати дрібні фракції, яку перед рудовідновною плавкою піддають огрудкуванню методом агломерації. У роботі приведена математична модель вартісної оптимізації складу шихти за для спікання марганцевого агломерату з концентратів різних сортів з урахуванням переробки заводських техногенних відходів. Алгоритм дозволяє знаходити компромісні рішення під час варіювання долею співвідношенням шихтових компонентів в аглошихті їх хімічним складом, виходом твердого залишку з кожного компонента шихти. Отримані в роботі результати можуть бути використані для розробки програмної системи підтримки прийняття рішень з оперативного управління процесом агломерації в виробничих умовах ПАТ «Нікопольський завод феросплавів».

Бібл.11, табл.1, форм. 23.

UDC. 669.74:669.162.262.3:669.213.3

Gladkikh V., Proydak Y., Mikhalyov A., Ruban A., Dedov Y. **The Development of Algorithm For Charging Material Cost Reduction In Terms of Manganese Sinter Production.**

Manganese ores in Ukraine are beneficiated, thus such concentrates come in small fractions. Before the melting process such concentrates undergo sintering. The developed algorithm suggests acceptable solutions while changing the percentage of charging material components in agglomerate charging material with its chemical content, solid waste output from each charging material component. Mathematical model helps develop software system that makes integrated efficient and strategic estimation possible. This implies charging material cost reduction while taking into account quite large range of aspects of acceptable and adjustable solutions in certain manufacturing contexts. The described results can be used for software system development in order to make acceptable and adjustable solutions regarding the management of sintering process in specified manufacturing contexts of JSC «Nikopol Ferroalloy Plant».

Bibl.11, tab.1, form. 23.

УДК 669.018.73:536

Гришин О.М., Надточій А.А., Щеглова І.С. **Термодинамічне моделювання вуглецевотермічного відновлення хроміту заліза**

В роботі розглянуті термодинамічні особливості твердофазного відновлення хроміту заліза вуглецем. Запропоновані можливі фізико-хімічні схеми формування твердих фаз під час процесу. Розраховані температури початку процесу відновлення хроміту за участю як вуглецю, так і карбідів хрому та заліза. Виконано моделювання розвитку процесу в умовах додаткового введення в систему оксидів заліза та хрому. Показана можливість отримання лігатур комплексного складу на основі хрому в умовах температур, які виключають появу розплаву.

Бібл. 18, іл. 3, табл. 1.

УДК 669.018.73: 536

Гришин А.Н., Надточий А.А., Щеглова И.С. **Термодинамическое моделирование углеродотермического восстановления хромита железа**

В работе рассмотрены термодинамические особенности твердофазного восстановления хромита железа углеродом. Предложены возможные физико-химические схемы формирования твердых фаз во время процесса. Рассчитаны температуры начала процесса восстановления хромита с участием как углерода, так и карбидов хрома и железа. Выполнено моделирование развития процесса в условиях дополнительного введения в систему оксидов железа и хрома. Показана возможность получения лигатур сложного состава на основе хрома в условиях температур, исключающих появление расплава.

Библ. 18, илл. 3, табл. 1.

UDC 669.018.73: 536

Grishin O.M., Nadtochij AA, Shcheglova I.S. **Thermodynamic modeling of carbon-thermal reduction of iron chromite**

The thermodynamic features of solid-phase iron chromium reduction by carbon are considered. Possible physical and chemical schemes of formation of solid phases during the process are suggested. The temperatures of the beginning of the process of chromite reduction with the participation of both carbon and carbides of chromium and iron are calculated. The modeling of the process development was carried out in conditions of additional introduction of iron and chromium oxides into the system. The possibility of obtaining of complex ligatures based on chromium at temperatures that exclude melt appearance is shown.

Bibl. 18, fig. 3, tab. 1.

УДК 629.7:658.512.2

Мельянов П.Т., Лосіков О.М., Мовчан В.Ф. **Конструктивні рішення по зниженню об'ємних втрат робочої рідини в шестеренних насосах підживлення аксіально-поршневих гідромашин**

Розглядаються конструктивні рішення по зниженню об'ємних втрат робочої рідини в шестеренних насосах підживлення аксіально-поршневих гідромашин. Запропоновано спосіб компенсації торцевого зазору з застосуванням пластини компенсації торцевого зазору, що складається з робочої поверхні і пружнодемпфуючого елемента, у якому додатково розташовані канали й камери гідростатичного піджиму. Проведено аналіз сил, що діють на пластину компенсації торцевого зазору і обґрунтовано їх оптимальне співвідношення, яке забезпечує величину торцевого зазору, що обумовлює мінімальні об'ємні втрати робочої рідини в качаючому вузлі насоса підживлення і забезпечує збільшення його експлуатаційної довговічності.

Бібл. 7, іл. 2.

УДК 629.7:658.512.2

Мельянов П.Т., Лосиков А.М., Мовчан В.Ф. **Конструктивные решения по снижению объемных потерь рабочей жидкости в шестеренных насосах подпитки аксиально-поршневых гидромашин**

Рассматриваются конструктивные решения по снижению объемных потерь рабочей жидкости в шестеренных насосах подпитки аксиально-поршневых гидромашин. Предложен способ компенсации

торцевого зазора с применением пластины компенсации торцевого зазора, которая состоит из рабочей поверхности и упругодемпфирующего элемента, в котором дополнительно расположенные каналы и камеры гидростатического поджима. Проведен анализ сил, которые действуют на пластину компенсации торцевого зазора и обоснованно их оптимальное соотношение, которое обеспечивает величину торцевого зазора, что обуславливает минимальные объемные потери рабочей жидкости в качающем узле насоса подпитки и обеспечивает увеличение его эксплуатационной долговечности.

Библ. 7, ил. 2.

UDC 629.7:658.512.2

Melyantsov P., Losikov O., Movchan V. **Design solutions for reduction of volumetric loss of operating fluid in gear-type fluid makeup pump of swash plate type fluid machines**

Design solutions for reduction of volumetric loss of operating fluid in gear-type fluid makeup pump of swash plate type fluid machines are considered. A method is proposed for compensation of the end clearance using an end clearance compensation plate, which consists of a functional surface and an elastic-damping element, in which channels and chambers of hydrostatic lift are additionally located. The analysis of the forces that act on the end clearance compensation plate is made and their optimal ratio is substantiated, which ensures the value of the end clearance, that causes the minimum volumetric loss of the operating fluid in the pumping unit of the fluid makeup pump and increases its operational durability.

Bibl. 7, ill. 2.

УДК 669.84.244.66

Молчанов Л.С., Чернятевич А.Г., Вакульчук В.В., Чубіна О.А. **Комплексний техніко-економічний аналіз впливу конструкції верхніх продувальних пристроїв на основні показники виробництва сталі в кисневих конвертерах.**

У статті розрахунково-аналітичним шляхом проведено оцінку впливу конструкцій кисневих фурм на нижчу теплоту згоряння конвертерних газів, що відходять, для умов комбінованої продувки конвертерної ванни з частковим допаленням СО до СО₂ в порожнині конвертера. Підтверджено можливість застосування газоподібних продуктів конвертерної плавки в якості горючих ВЕР, що пов'язано з переважаючим значенням нижчої теплоти згоряння конвертерного газу в порівнянні з доменним газом.

Іл. 6, табл. 3, бібл. 14.

УДК 669.84.244.66

Молчанов Л.С., Чернятевич А.Г., Вакульчук В.В., Чубина Е.А. **Комплексный технико-экономический анализ влияния конструкции верхних продувочных устройств на основные показатели производства стали в кислородных конвертерах.**

В статье расчетно-аналитическим путем проведена оценка влияния конструкций кислородных фурм на низшую теплоту сгорания отходящих конвертерных газов для условий комбинированной продувки конвертерной ванны с частичным дожига СО до СО₂ в полости конвертера. Подтверждена возможность применения газообразных продуктов конвертерной плавки в качестве горючих ВЭР, что связано с преобладающим значением низшей теплоты сгорания конвертерного газа по сравнению с доменным газом.

Ил. 6, табл. 3, библи. 14.

UDC 669.84.244.66

Molchanov L.S., Cherniatevych A.G., Vakulchuk V.V., Chubina O.A. **Comprehensive technical and economic analysis of the influence of the design of top blowing devices on the main indicators of steel production in oxygen converters.**

In the article, the influence of the oxygen lance design on the net calorific value of the exhaust gases has been evaluated by analytical calculation for the conditions of the combined blowing of the converter bath with partial combustion of CO to CO₂ in the cavity of the converter. The possibility of using converter exhaust gases as combustible secondary energy has been confirmed, which is associated with the predominant net calorific value of the converter gas in comparison with the blast furnace gas.

Fig. 6, tab. 3, ref. 14.

УДК 004.942 : 621.74.04:621.746.6

Селівьорстова Т.В., Селівьорстов В.Ю. **Математична модель формування двофазної зони виливка із алюмінієвого сплаву евтектичного складу, що твердне при наростаючому газовому тиску**

В статті описана математична модель визначення динаміки масопереносу в процесі живлення двофазної зони виливка із алюмінієвого сплаву евтектичного складу. Отримані залежності кількості рідкої фази в локальних об'ємах в двофазній зоні.

Іл. 7, табл. 1, бібл. 7.

UDC 004.942: 621.74.04: 621.746.6

Selivorstova TV, Selivorstov V.Yu. **Mathematical model of formation of two-phase zone of casting of aluminum alloy of eutectic composition, which is hardened under increasing gas pressure.**

The article describes a mathematical model for determining the dynamics of mesooperations in the process of supplying a two-phase casting zone of an aluminum alloy eutectic composition. The dependences of the amount of liquid phase in local volumes in the two-phase zone are obtained.

Fig. 7, tab. 1, ref. 7.

УДК 669.184.244.66

Семикін С. І., Голуб Т. С., Дудченко С. О., Вакульчук В. В. **Високотемпературні дослідження особливостей впливу низьковольтного потенціалу на поведінку шлако-металевої ванни при верхній продувці**

Високотемпературними дослідженнями особливостей прояву впливу низьковольтного потенціалу на конвертерну ванну підтверджені тенденції, виявлені на промислових конвертерах щодо: впливу позитивної полярності на фурмі на підвищення температури ванни та провідна роль характеру процесу шлакоутворення на величину сили струму в ланцюзі фурма- ванна. Встановлено змінний за ходом продувки характер підйому і осідання шлакової фази з протилежним напрямком для двох полярностей потенціалу. Встановлено вплив низьковольтного потенціалу на зниження рівня втрат металу зі шлаком: при негативній полярності в більшій мірі з корольками, а при позитивній - з оксидами заліза в шлаку.

Бібл. 4, іл. 4, табл. 1

УДК 669.184.244.66

Семькин С. И., Голуб Т. С., Дудченко С. А., Вакульчук В. В. **Высокотемпературные исследования особенностей влияния низковольтного потенциала на поведение шлако-металлической ванны при продувке сверху**

Высокотемпературными исследованиями особенностей проявления влияния низковольтного потенциала на конвертерную ванну подтверждены тенденции, выявленные на промышленных конвертерах по: влиянию положительной полярности на фурме на повышение температуры ванны и по ведущей роли характера процесса шлакообразования на величину силы тока в цепи фурма- ванна. Установлен переменный по ходу продувки характер подъема и оседания шлаковой фазы с противоположным направлением для двух полярностей подводимого потенциала. Установлено влияние низковольтного потенциала на снижение уровня потерь металла со шлаком: при отрицательной полярности в большей мере с корольками, а при положительной – с окислами железа в шлаке.

Библ. 4, ил. 4, табл. 1.

UDK 669.184.244.66

Semykin S.I., Golub T.S., Dudchenko S.O., Vakulchuk V.V. **High temperature research of the features of the low-voltage potential influence on the behavior of the slag-metal bath at top blowing**

High-temperature investigation of the features of the low-voltage potential influence on the converter bath confirmed the trends identified in industrial converters: the effect of positive polarity on the lance on the metal bath temperature rise and on the leading role of the character of the slag formation process on the value of the current in the lance-metal bath circuit. A variable character of slag phase behavior with the opposite direction for

the two polarities of the applied potential was established. The effect of the low-voltage potential on reducing the level of metal losses with slag was established: at negative polarity with the metal drops, and at positive polarity with iron oxides in the slag.

Ref. 4, ill. 4, tab. 1

УДК 669.184

Семыкин С.И., Голуб Т.С., Прокопенко П.Г. **Стендовое исследование особенностей электрофизической активизации газового кислорода содержащего потока**

В работе изложены результаты стендовых исследований по оценке количества формируемых ионов (по величине силы ионного тока) при высоковольтной активизации газовых струй, содержащих кислород при их подаче через кислородную фурму. Установлено, что в процессе активизации на срезе сопла фурмы образуется кистевой разряд, а внутри фурмы на электроде – тлеющий разряд, способствующие формированию в потоке продувочного газа заряженных частиц кислорода –ионов положительного и отрицательного знака, сила тока которых имеет ярко выраженную экспоненциальную зависимость от расстояния до источника их образования (электрода) не зависимо от давления продувочного газа или уровня содержания в нем кислорода.

Выявлено, что заглубление электрода на величину 10 мм способствует максимизации значений ионного тока на близких расстояниях к срезу сопла. А при активизации кислородного потока количество ионов на начальном участке струи в 4-5 раз больше, чем при активизации воздуха при одинаковом продувочном давлении, что, вероятно, связано с количеством кислорода в продувочном газе, который превращается в ионы.

Библ. 12, ил. 3, табл. 2

УДК 669.184

Семикін С.І., Голуб Т.С., Прокопенко П.Г. **Стендове дослідження особливостей електрофізичної активізації газового кисеньвмісного потоку**

В роботі викладені результати стендових досліджень з оцінки кількості іонів (за величиною сили іонного струму), що формуються при високовольтній активізації газових струменів, що містять кисень, при їх подачі через кисневу фурму. Встановлено, що в процесі активізації на зрізі сопла фурми утворюється кистьовий розряд, а всередині фурми на електроді - тліючий розряд, що сприяють формуванню в потоці газу заряджених частинок кисню -іонів позитивного й негативного знаку, сила струму яких має яскраво виражену експонентну залежність від відстані до джерела їх утворення (электрода) не залежно від тиску газу або рівня вмісту в ньому кисню.

Виявлено, що заглиблення електроду на величину 10 мм сприяє максимізації значень іонного струму на близьких відстанях до зрізу сопла. А при активізації кисневого потоку кількість іонів на початковій ділянці струменя в 4-5 разів більше, ніж при активізації повітря при однаковому продувочному тиску, що, ймовірно, пов'язано з кількістю кисню в продувочному газі, який перетворюється в іони.

Бібл. 12, іл. 3, табл. 2.

UDK 669.184

Semykin S.I., Golub T.S., Prokopenko P.G. **Stand research of the features of electrophysical activation of oxygen containing gas flow**

The paper presents the results of stand studies of estimation the number of formed ions (by the magnitude of the ion current strength) during high-voltage activation of gas jets containing oxygen when they are supplied through an oxygen lance. It was established that during the activation process, a brush discharge is formed at the nozzle section of the lance, and a glow discharge is formed inside the lance on the electrode, that contribute to the formation of charged oxygen particles in the flow of blowing gas -ions of positive and negative sign, the current intensity of that has a pronounced exponential dependence on the distance to the source of their formation (electrode) independently of the pressure of the blowing gas or the level of oxygen content in it.

It is revealed that the electrode depth of 10 mm helps maximize the ion current values at close distances to the nozzle section. And with the activation of the oxygen flow, the amount of ions in the initial part of the jet is 4-

5 times more than with the activation of air at the same blowing pressure, which is probably due to the amount of oxygen in the gas, which is converted into ions.

Ref. 12, ill. 3, tabl. 2

УДК 669.187

Тимошенко С.Н., Губинський М.В. **Енергоефективні рішення діаметру розпаду електродів дугової сталеплавильної печі**

Чисельне моделювання теплообміну в робочому просторі ДСП показало, що для печей з інтенсивною технологією збільшення діаметра розпаду електродів з традиційного 0,2 до 0,42–0,49 внутрішнього діаметра каркаса підвищує енергоефективність ДСП за рахунок зростання відносного часу закритого горіння дуг. Зміна режиму плавлення призводить до економії електроенергії на 5–6% в потужних електропечах (120–250 т) і на 2–3% в печах малої місткості (12–15 т).

Бібл. 7, іл. 4, табл. 1.

УДК 669.187

Тимошенко С.Н., Губинский М.В. **Энергоэффективные решения диаметра распада электродов дуговой сталеплавильной печи.**

Численное моделирование теплообмена в рабочем пространстве ДСП показало, что с для печей с интенсивной технологией увеличение диаметра распада электродов с традиционного 0,2 до 0,42–0,49 внутреннего диаметра каркаса повышает энергоэффективность ДСП за счет роста относительного времени закрытого горения дуг. Изменение режима плавления ведет к экономии электроэнергии на 5–6% в крупных электропечах (120–250 т) и на 2–3% в печах малой вместимости (12–15 т).

Библ. 7, илл.4, табл. 1.

UDC 669.187

Timoshenko S.N., Gubinskij M.V. **Energy efficient solutions for electrodes pitch diameter of electric arc furnace.**

Numerical simulation of heat transfer in the EAF workspace showed, that for the furnaces with intensive technology increasing of the electrodes pitch diameter from traditional 0.2 to 0.42–0.49 of inner frame diameter increases the energy efficiency of the EAF by increasing the relative time of closed arc burning. A change in the melting mode leads to energy savings of 5–6% in large arc furnaces (120–250 tons) and 2–3% in small capacity furnaces (12–15 tons).

Ref. 7, fig. 4, tab.1.

УДК 517.9:621.78:669.14

Цоцко В. И., Денисенко А. И. **Моделирование кристаллизации литых изделий в области отверстий цилиндрической формы**

Исследовалось распределение температуры в системе "литейный стержень – расплав" в процессе кристаллизации отливок траков гусениц в области их отверстий. Задача о распределении температуры при наличии фазового перехода и о скорости движения границы раздела фаз в толще расплава в процессе кристаллизации решалась методом конечных разностей. Временная зависимость перемещения фронта кристаллизации получена в графической и аналитической формах. Рассчитана скорость кристаллизации поверхностного слоя отливок траков в области их отверстий. Определены скорости охлаждения поверхностных слоев отливок в процессе их кристаллизации.

Библ. 12, илл. 7.

UDC 517.9:621.78:669.14

Tsotsko V. I., Denisenko O. I. **Simulation of crystallization of cast products in the area of cylindrical holes**

The temperature distribution in the "casting rod-melt" system was studied in the process of crystallization of the castings of caterpillars in the region of their holes. The problem of the distribution of temperature in the presence of a phase transition and the velocity of motion of the phase boundary in the melt layer during the crystallization process was solved by finite difference method. The time dependence of the displacement of the crystallization front is obtained in graphical and analytical forms. The rate of crystallization of the surface layer of casts in the area of their openings is calculated. The cooling rates of the surface layers of the castings in the course of their crystallization have been determined.

Libr. 12, ill. 7.

УДК 517.9:621.78:669.14

Цоцко В. І., Денисенко О. І. **Моделювання кристалізації литих виробів в області отворів циліндричної форми**

Досліджувався розподіл температури в системі “ливарний стрижень – розплав” в процесі кристалізації виливків траків гусениць в області їх отворів. Задача про розподіл температури при наявності фазового переходу і про швидкість руху межі розділу фаз в товщі розплаву, що кристалізується, вирішувалась методом кінцевих різниць. Часова залежність переміщення фронту кристалізації одержана в графічній і аналітичній формах. Розрахована швидкість кристалізації поверхневого шару виливків траків в області їх отворів. Визначені швидкості охолодження поверхневих шарів виливків в процесі їх кристалізації.

Бібл. 12, іл. 7.