

РОЗДІЛ «МЕТАЛУРГІЯ. ЗВАРЮВАННЯ»

УДК 669.162.463.2

СІГАРЬОВ Є.М., д.т.н., професор
НЕДБАЙЛО М.М., аспірант
КРИВЦУН І.В., аспірант

Дніпродзержинський державний технічний університет

НАПРЯМКИ УДОСКОНАЛЕННЯ КІВШОВОЇ ДЕСУЛЬФУРАЦІЇ ЧАВУНУ

Вступ. Забезпечення якості сталі та конкурентоспроможності металопродукції в умовах нестабільності складу та температури передільного чавуну, який поставляється у конвертерний цех, за відсутності засобів для попередньої ківшової десульфуратії чавуну є складним завданням. З метою забезпечення економічності при будівництві та експлуатації проектування, виконання та монтаж установки десульфуратії чавуну (УДЧ) для конвертерного цеху ПАТ «ДМК» здійснювалось з врахуванням особливостей існуючого обладнання та організації виробництва.

Основні особливості використання обладнання, проектування та розміщення УДЧ в умовах ПАТ «ДМК» наведено у роботі [1].

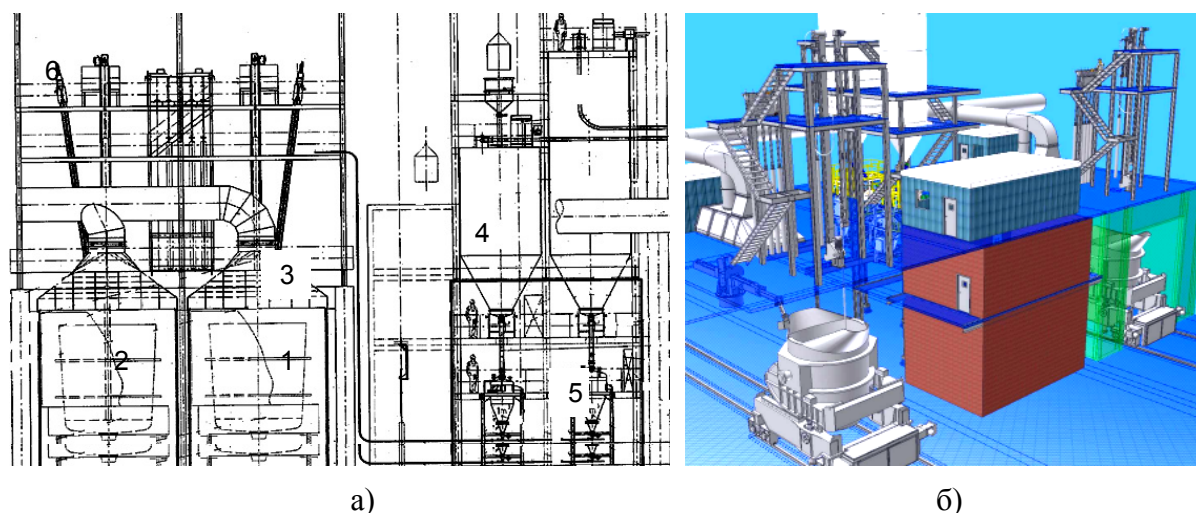
Постановка задачі. Показники роботи установки десульфуратії чавуну на етапі відпрацювання технології відрізняються від запланованих та представлених у роботі [1]. З метою забезпечення планових показників та підвищення ефективності роботи УДЧ необхідно визначити раціональні характеристики обробки чавуну (витрати та співвідношення реагентів та газу-носію у період коінжекції та моноінжекції вапна, глибини десульфуратії чавуну з врахуванням особливостей складу шихти конвертерної плавки тощо) та напрямки удосконалення технології в умовах ПАТ «ДМК».

Результати роботи. В умовах конвертерного цеху ПАТ «ДМК» передільний чавун доставляється як з міксерного відділення, так і з доменного цеху без переливу на стенди установки десульфуратії [1]. Заливальні ковші місткістю 230 тон із передільним чавуном транспортуються із використанням двох паралельних чавуновозних шляхів по естакаді на рівні +10,50. Транспортні спарені візки-чавуновози проходять станції десульфуратії на своєму шляху до двох 260-т кисневих конвертерів.

Два стенди десульфуратії у вигляді мостових конструкцій зі стаціонарними витяжними ковпаками розташовуються у проході між колонами над чавуновозними шляхами (рис.1). Реагенти-десульфуратори (порошкоподібне флюїдизоване вапно і гранульований магній) пневматично розвантажуються з автомобільних цементовозів до відповідного силосу зберігання 4. Розвантажувальний кінець силосу обладнаний під фланцеве з'єднання для установки піддону псевдозрідження.

Для постачання реагентів на стенди десульфуратії встановлено два блоки інжекції 5, кожен з яких в свою чергу складається з двох пневмокамерних насосів-транспортів.

Необхідно відмітити, що система не призначена для забезпечення інжекції реагентів углиб розплаву на обох стендах десульфуратії одночасно. Також передбачено місце та можливість розширення силосної станції, за необхідністю, за рахунок установки третього силосу зберігання і двох додаткових пневмокамерних насосів для транспортування і вдування в заливальний ківш 1 третього реагенту (кондиціонеру шлаку). Згідно з попередніми умовами проектування передбачалося закрити бічні стіни стендів десульфуратії та створити пневмоуцільнення стисненим газом (шляхом подачі стисненого газу через кругову форсунку у витяжному ковпаку 3 (рис.1) стенду). У змонтованому варіанті УДЧ ізолювання робочого простору камери десульфуратії відсутнє.



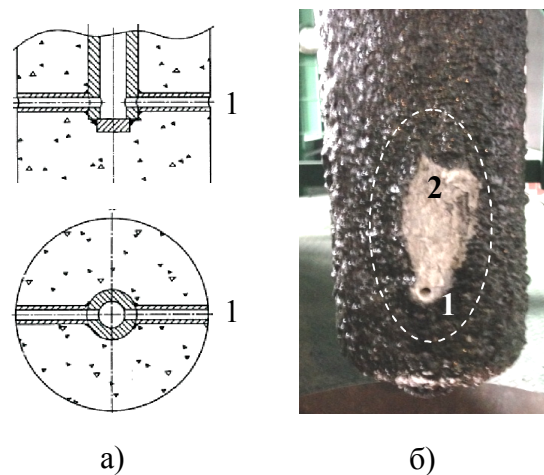
1 – заливальний ківш; 2 – заглибна фурма; 3 – витяжний ковпак;
4 – силос; 5 – блок інжекції; 6 – фурма-зонд

Рисунок 1 – Розріз установки десульфурації переробного чавуну за коінжекційною технологією (а) та модель стенду десульфурації (б)

Для відбору проб і вимірювання температури рідкого чавуну до та після інжекції реагентів станції десульфурації обладнані індивідуальними механізмами підйому фурм-зондів 6 для вимірювання температури і відбору проб.

Установка десульфурації чавуну працює із використанням газоподібних азоту і аргону під тиском. Азот використовується в звичайному режимі, а аргон – в аварійному. Аргон призначений як для флюїдизації та інертизації силосів, так і для роботи клапанів.

У разі перевищення норми вмісту кисню ($O_2 > 1,5\%$) активується додаткова інертизація азотом через днище.



1 – сопло;
2 – зона руйнування футерівки фурми

Рисунок 2 – Схема наконечника (а) та характерний вигляд зони вимивання вогнетривкої футерівки заглибної фурми (б) по ходу експлуатації

Для інжекції реагентів через вогнетривку двосоплову фурму 2 (рис.1) із Т-подібним розподільником газопорошкового потоку (рис.2) в розплав чавуну у ковші обидві станції десульфурації обладнані індивідуальними механізмами підйому та опускання фурм.

Процес десульфурації чавуну розділений на три фази. У першій фазі вводиться вапно в режимі моноінжекції. У другій фазі (коінжекції) вапно і магній вдуваються одночасно. У третій фазі вапно знову вводиться в режимі моноінжекції. Кількість реагенту, що вводиться, так само, як і необхідна швидкість інжекції (у кг/хв.) обчислюється комп'ютером розрахунку металургійного процесу (МРС) компанії «ThyssenKrupp Polysius». Якщо використовується кондиціонер шлаку,

необхідним є використання четвертої фази інжекції (моноінжекції кондиціонеру шлаку).

При масі чавуну у ковші до 230 тон, вихідному вмісті сірки до 0,090%, кінцевому вмісті сірки у чавуні до 0,005% загальна планова тривалість циклу обробки не повин-

на перевищувати 25 хвилин (не враховується час, необхідний для обробки і транспортування у ковші). Фактична, визначена обробкою даних, тривалість циклу складається з наступних ланок, хв.:

- | | |
|--|---------------|
| 1. Вимірювання початкової температури розплаву | – 1,0; |
| 2. Відбирання проби чавуну (за необхідністю та відсутністю даних міксерного відділення або доменного цеху) | – 2,0; |
| 3. Вдування реагентів (три фази) у залежності від початкового вмісту сірки та заданої глибини десульфурації чавуну | – 7,0-14,0; |
| 4. Підйом заглибної фурми та продування сопел | – 1,5-2,0; |
| 5. Вимірювання температури розплаву | – 1,5-2,0; |
| 6. Відбирання проби рафінованого чавуну | – 2,0; |
| Загальна тривалість обробки | – 13,0* -23,0 |
- * – без 2-ї ланки.

Після завершення обробки розплаву у ковші з метою попередження ресульфурації чавуну на шляху до конвертера ківш переміщується та встановлюється в позицію скачування шлаку. Скачування шлаку відбувається механічним шляхом з використанням гідравлічного привода з операторської кабіни, встановленої на машині скачування шлаку.

Згідно із опрацьованими даними (за результатами обробки понад 800 ковшів) значення практично усіх визначальних показників десульфурації змінюються у широкому діапазоні:

- питома витрата гранульованого магнею від 0,45 до 0,54 кг/т чавуну (при інтенсивності вдування 12-20 кг/хв.);
- питома витрата флюїдизованого вапна від 1,59 до 1,92 кг/т чавуну (при інтенсивності вдування 36-50 кг/хв. у період коінжекції та до 60 кг/хв. – у період моноінжекції);
- початкова температура чавуну у ковші від 1250 до 1340⁰С;
- зниження температури чавуну від 0,9 до 1,2⁰С/хв.;
- ступінь десульфурації від 50,0 до 82,0%;
- тривалість обробки розплаву (вдування реагентів) від 8,0 до 14,0 хв.

За результатами етапу відпрацювання технології десульфурації в умовах ПАТ «ДМК» визначено, що причинами закупорювання каналу сопел фурми (рис.2) можуть бути:

- перепади тиску газу-носія та перешкоди для рівномірного витоку газопорошкового струменя внаслідок турбулізації ванни в межах реакційної зони взаємодії струменя із розплавом;

- контактування рідкого чавуну та каналу сопла фурми при перепадах тиску газу-носія, що призводить до виникнення пульсацій та «зворотних» ударів, звуження перетину каналу та, як наслідок, до закупорювання каналу;

- відносно малий діаметр каналу сопла (12 мм), що обумовлює підвищений газодинамічний опір системи, на подолання якого потрібно забезпечити запас тиску у бункері. Це призводить до недостатньої жорсткості газопорошкового потоку на виході з сопла фурми. На недостатню «жорсткість» потоку вказує і характер руйнування футерівки фурми у зоні витоку газопорошкового потоку (рис.2, б).

Фактичний хімічний склад міксерного або доменного шлаку на поверхні ванни не завжди відповідає умовам фірми «ThyssenKrupp Polysius» (склад шлаку за вимогами: CaO 48%; SiO₂ 39%; MgO 5,9%; Al₂O₃ 5,4%; MnO 0,2%; FeO 0,05%). Робота заглибної фурми в умовах значного коливання хімічного складу шлаку, який залишається на поверхні чавуну у ковші перед десульфурацією, (CaO 21,5-48,2%; SiO₂ 37,3-46,2%; MgO 4,1-6,9%; Al₂O₃ 5,4-7,2%; MnO 1,2-2,2%; FeO 2,1-4,5%) призводить до скорочення терміну її експлуатації у 1,6-1,8 рази у порівнянні із запланованими показниками (планований термін служби фурм – приблизно 1500 хвилин інжекції).

В цілому, показники роботи УДЧ в період дослідно-промислового випробування відповідають показникам впроваджених на металургійних підприємствах технологічних варіантів ківшової десульфурації чавуну. Порівняння показників роботи УДЧ ПАТ «ДМК» на етапі відпрацювання технології із впровадженими на українських та закордонних меткомбінатах установками десульфурації [2-5] із використанням як сумішей на основі вапна та магнію (1-4), так і магнію без добавок (6-8) представлено у табл.1. В той же час у перспективі необхідно забезпечити досягнення найкращих показників (1, 3 табл.1) за умов досягнення (за необхідністю) кінцевого вмісту сірки менш ніж 0,005%.

Таблиця 1 – Порівняльна характеристика показників десульфурації передільного чавуну на УДЧ¹⁾ різних метпідприємств [2-5]

Параметр	Север-сталь (320 т)	НЛМК (130 т)	НЛМК (300 т)	АМК (300 т)	ДМК (200 т)	Азов-сталь (140 т)	Завод ім. Ілліча	Тангшанський МК (КНР) (155 т)
	1	2	3	4	5	6	7	8
Початковий вміст сірки у чавуні, %	0,040	0,020	0,040	0,062	0,058	0,024	0,022	0,041
Вміст сірки у чавуні після десульфурації, %	0,005	0,005	0,005	0,023	0,018	0,005	0,005	0,010
Кількість видаленої сірки, %	0,035	0,015	0,035	0,039	0,040	0,019	0,017	0,031
Ступінь десульфурації, %	87,5	75,0	87,5	62,9	68,9	79,1	77,3	75,6
Середні питомі витрати флюїдизованого вапна / магнію, кг/т	3,11 / 0,80	2,16 / 0,40	2,95 / 0,62	2,10 / 0,35	1,89 / 0,49	- / 0,76	- / 1,10	- / 0,36
Питомі витрати магнію на видалення сірки, кг/кг S	2,28	2,66	1,77	0,90*	1,22*	3,96	6,47	1,25*

* – кінцевий вміст сірки у чавуні перевищує 0,005%;

¹⁾ 1-5 – вдування суміші реагентів (1 – вдування через дві фурми одночасно);

6-8 – вдування гранульованого магнію без добавок через прямоточні (6, 7) та двосоплову фурми (8);

6,7 – використання доменних ковшів.

На відміну від запланованих компанією-постачальником обладнання та технології показників досягнення вмісту сірки у чавуні після десульфурації ($[S]_K$) у 0,005-0,010% в існуючих сировинних умовах на етапі відпрацювання технології вміст $[S]_K$ знаходиться, в основному, у межах 0,012-0,028% (рис.3). Ефективність використання десульфураторів у таких умовах проаналізована у роботі [2], авторами якої показано, що вапно, яке вдувається разом із магнієм, майже не впливає на результати обробки. Таким чином, при необхідності глибокої десульфурації (до 0,005% $[S]_K$) витрати вапна на моноінжекцію після фази коінжекції недоцільні.

Цей висновок підтверджений і для умов роботи УДЧ ПАТ «ДМК». Визначено, що в умовах перевищення питомих витрат флюїдизованого вапна відносно гранульованого магнію у суміші реагентів більш ніж у 3,6-4,5 рази виникає тенденція до зниження ступеня десульфурації (рис.4), що може бути пов'язано із зростанням в'язкості та зниженням рідкорухомості покривного шлаку. Таким чином, доцільність підвищення питомих витрат вапна більш ніж у 3,0-3,5 рази відносно витрат магнію є сумнівним.

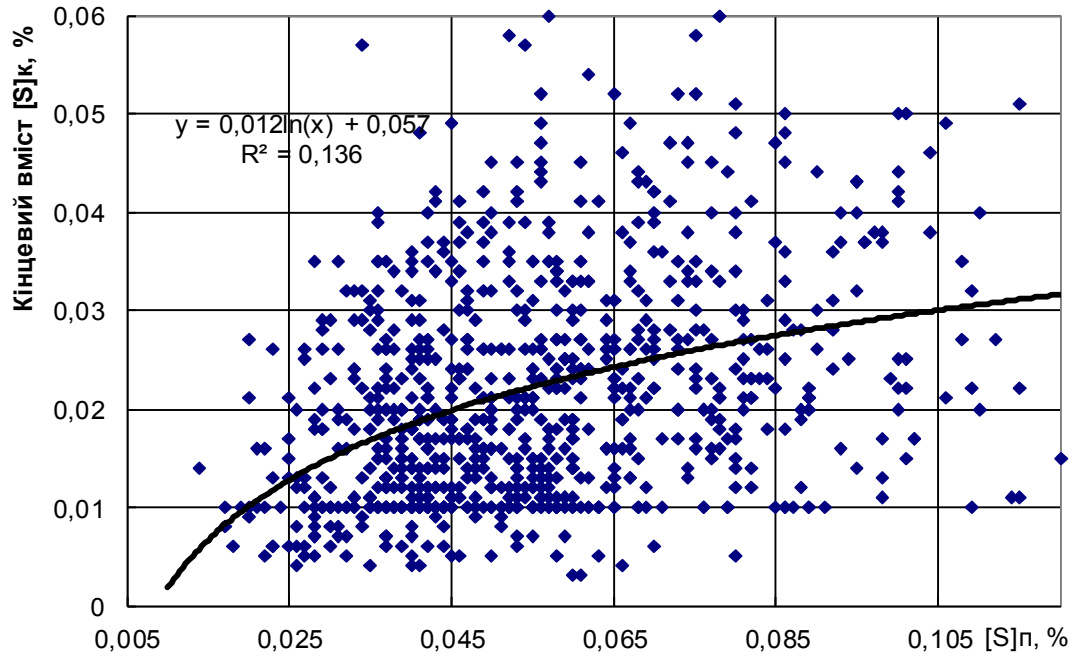


Рисунок 3 – Залежність між вмістом сірки у чавуні до десульфурації $[S]_{II}$ та після обробки на УДЧ $[S]_K$, %

Обробкою даних рис.3 отримано модель залежності вмісту сірки після десульфурації на УДЧ від вихідного вмісту сірки у чавуні: $[S]_K = 0,012 \ln [S]_{II} + 0,057$.

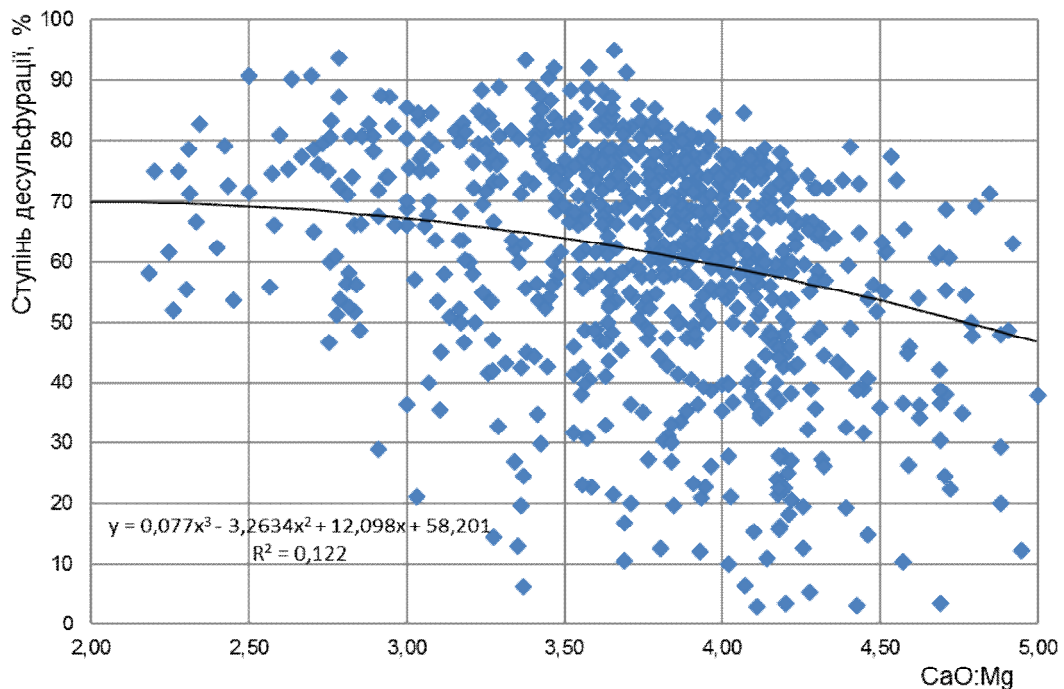


Рисунок 4 – Вплив співвідношення CaO : Mg у суміші реагентів на ступінь десульфурації чавуну

Модель залежності ступеня десульфурації від співвідношення питомих витрат вапна та магнію у суміші реагентів (z) має вигляд:

$$D = 0,077z^3 - 3,2634z^2 + 12,098z + 58,201.$$

Необхідно відмітити, що в існуючих умовах вимушеного використання у якості металевих добавок у конвертерну шихту (охолювачів), окрім лому (при його недостатній кількості або відсутності) агломерату, конвертерного шлаку та т.ін., вміст сірки у рідкому металі на випуску з конвертера перевищує вміст сірки у чавуні після десульфурації (ряд 3, рис.5), що зменшує ефективність використання УДЧ.

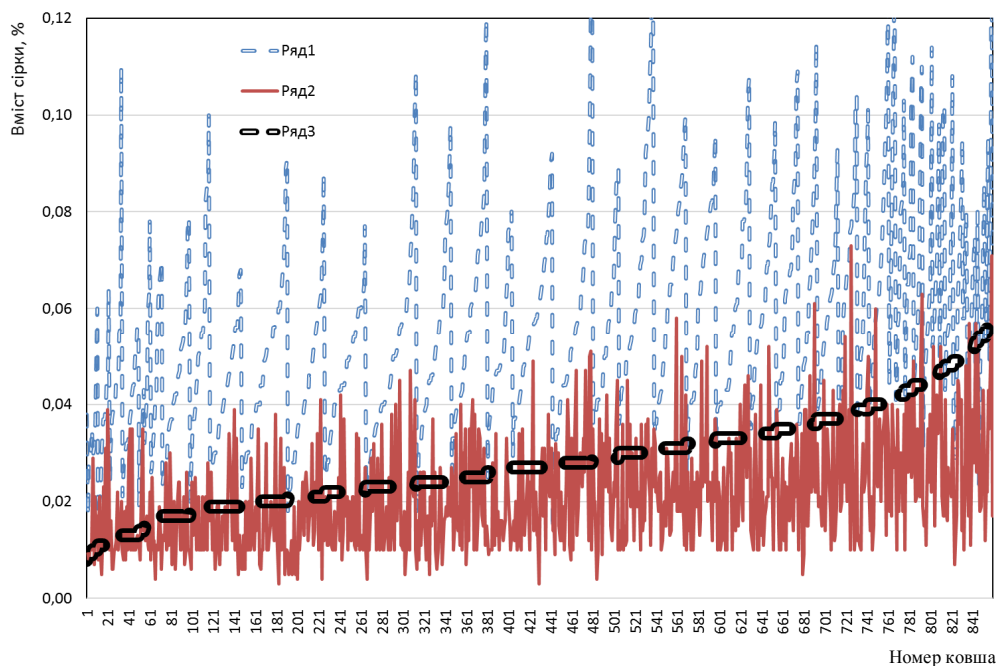


Рисунок 5 – Діапазон змін вмісту сірки у чавуні до обробки $[S]_{п}$ (ряд 1), після десульфурації $[S]_{к}$ (ряд 2) та залежність вмісту сірки у рідкому металі на випуску з конвертера (ряд 3) від $[S]_{к}$

Ще одним з вузьких місць залишається тривалість та ступінь скачування шлаку з поверхні ванни після завершення обробки (тривалість скачування від 8 до 12 хв.).

Для усунення або зменшення впливу виявлених недоліків на показники роботи УДЧ та ефективність використання рафінованого по сірці чавуну у конвертерній плавці можуть бути рекомендовані наступні заходи.

По-перше, удосконалення конструкції наконечника заглибної фурми (рис.2) з метою підвищення кінетичної енергії струменя та зменшення впливу пульсацій у зоні контакту струменю із ванною.

Забезпечення сталої критичної швидкості потоку забезпечить зменшення впливу пульсацій при барботажі ванни, запобігання закупорюванню сопел фурми. Комплекс заходів з удосконалення конструкції наконечника може включати також пошук та обґрунтування способів «гарячої» заміни наконечника або відновлення зруйнованої частини футерівки заглибної фурми у процесі її експлуатації.

По-друге, з метою компенсації зниження температури при транспортуванні ковша до УДЧ, при проведенні десульфурації, під час скачування шлаку та транспортування розплаву до конвертера можливо використання наступних заходів:

- підвищення температури чавуну на випуску з доменної печі;
- збільшення вмісту кремнію в чавуні;
- скорочення теплового випромінювання під час транспортування ковша з доменного цеху та/або міксерного відділення шляхом «ізоляції» поверхні рідкого металу від атмосфери (шляхом нанесення на поверхню розплаву у ковші шару теплоізолюючої суміші);

- компенсація втрат температури при обробці металу на установці «під-ківш».

По-третє, в умовах утворення під час десульфурації значної кількості додаткового шлаку рекомендується обладнання заливального ковша пористими пробками у днищі. Продувка ванни азотом через пробки (із витратою 50-70 нм³/год) забезпечить підвищення швидкості видалення шлаку з поверхні ванни у шлакову чашу при скачуванні після оброки. При цьому скорочується тривалість операції та підвищується ступінь очищення поверхні чавуну від шлаку. З метою зменшення втрат чавуну із шлаком, що скачують з поверхні ванни після десульфурації, доцільно використання заходів щодо зменшення в'язкості та підвищення поверхневого натягу шлаку шляхом присадки або вдування сумішей реагентів з дешевих вторинних матеріалів. Необхідно відмітити, що доцільність повернення корольків чавуну з поверхневого шлаку, за умов вмісту у останньому 1,9-3,4% сірки, потребує обґрунтування та додаткових досліджень.

Доцільним також є дослідити можливість зменшення співвідношення CaO:Mg у суміші реагентів, яку вдувають у розплав у другій фазі, з (3,8-4,5):1 до (2,3-3,0):1 із одночасним виключенням вдування флюїдизованого вапна у третій фазі інжекції (у тому числі за умов необхідності досягнення <0,005% S) та впровадженням продувки ванни у вказаному періоді через сопла фурми або пористі пробки азотом. Це дозволить зменшити витрати на десульфурацію, кількість додатково утвореного шлаку та втрат чавуну із шлаком.

Висновки. Наведено результати відпрацювання технології на стендах установки десульфурації чавуну у 230-т заливальних ковшах в умовах конвертерного цеху ПАТ «ДМК». Визначено особливості організації рафінування розплаву по сірці вдуванням суміші реагентів на основі флюїдизованого вапна та гранульованого магнею у сировинних умовах ПАТ «ДМК». Підтверджено, що при десульфурації чавуну до вмісту сірки 0,012-0,028% вдуванням суміші реагентів підвищені витрати вапна для збільшення ступеня десульфурації необґрунтовані, а вдування вапна у третій фазі інжекції є недоцільним. Запропоновано напрямки удосконалення обробки у сировинних умовах комбінату, способи зменшення витрат на десульфурацію та напрямки зниження втрат чавуну із шлаком, що скачують з поверхні розплаву.

ЛІТЕРАТУРА

1. Бычков С.В. Внедоменная обработка чугуна для выплавки стали в ПАО «Днепропетровский меткомбинат» / С.В.Бычков, В.Ю.Довгач, А.Ф.Черный // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2014. – №1. – С.14-16.
2. Эффективность использования флюидизированной извести для десульфурации чугуна в 300-т заливочных ковшах / А.М.Зборщик, С.В.Куберский, Г.Я.Довгалоук [и др.] // *Сталь*. – 2011. – №9. – С.16-19.
3. Десульфурация чугуна в кислородно-конвертерном цехе ОАО «Алчевский металлургический комбинат» / А.М.Зборщик, С.В.Куберский, Г.Я.Довгалоук [и др.] // *Металл и литье Украины*. – 2010. – №7. – С.9-12.
4. Перспективы десульфурации чугуна на ОАО «Северсталь» с использованием реагентов на основе магнезия / А.М.Ламухин, С.Д.Зинченко, В.Г.Ордини [и др.] // VII междунар. симпозиум по десульфурации чугуна и стали, 26-27 сентября 2002 г.: сб. науч. трудов. – Анин. Австрия, 2002. – С.32-33.
5. Технико-экономическое сопоставление процессов внепечной десульфурации чугуна по результатам их промышленного освоения / Шевченко А.Ф., Башмаков А.М., Маначин И.А. [и др.] // *Бюл. «Черная металлургия»*. – М.: Черметинформация. – 2013. – №10. – С.9-13.

Надійшла до редколегії 25.10.2016.

Дніпродзержинський державний технічний університет
*ПП «Зевс Еліт», м. Кривий Ріг

МОЖЛИВОСТІ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ ДОЗУВАННЯ ШИХТОВИХ МАТЕРІАЛІВ ОГРУДКУВАННЯ

Вступ. У процесі виробництва агломерату використовується значна кількість залізовмісних матеріалів. Всі вони відрізняються як за хімічним, так і за гранулометричним складом. Погіршують умови виробництва підвищена вологість шламів, погана змочуваність пилу електрофільтрів, нестабільність хімічного і зернового складу, точність дозування. В роботі пропонується підвищення точності дозування агломераційної шихти за рахунок контролю на окремих етапах її підготовки. Це надасть можливість покращити контроль дозування, стабілізувати хімічний і гранулометричний склад шихти.

Забезпечення доменного цеху високоякісною сировиною дозволить знизити витрату коксу, стабілізувати вміст кремнію, хід печей, збільшити міжремонтний період.

На заводах Японії, Бразилії, Китаю, Франції, Швеції, Великобританії й інших країн досягли високої стабільності хімічного складу шихтових матеріалів. Коливання за вмістом заліза в залізородній суміші між штабелями становить не більше 0,05%. Особливо показові досягнення за стабільністю основності агломерату в цих країнах.

Постановка задачі. Метою роботи є розробка схем ланцюгів апаратів та методики розрахунку агломераційної шихти, матеріального і теплового балансів по групах матеріалів роздільного огрудкування.

Розрахунок хімічного складу компонентів агломераційної шихти дозволить використовувати дані для проведення безперервного контролю якості сировини. Спеціалісти матимуть можливість для кількісної і якісної оцінки впливу різних чинників на однорідність хімічного складу агломерату, розташування технологічних ланок і подачі більшої або меншої кількості того чи іншого матеріалу, кількості шарів і їх рівномірності укладання в штабелі.

Результати роботи. При розробці методики розрахунку агломераційної шихти враховувались хімічний, гранулометричний склад, властивості до огрудкування.

Утворення нових гранул і підвищення їх крупності забезпечує наявність складової, що огрудковує, і вологи. Для гранулоутворення необхідно забезпечити процес циклічного пересипання матеріалів за наявності динамічних навантажень, сприяючих ущільненню елементарних часток в сфероподібні гранули. Тому основним чинником, що визначає потенційні можливості шихти до огрудкування, слід вважати кількість складової, що огрудковує. При підвищенні витрати в агломераційній шихті тонких концентратів процес огрудкування шихти набуває характерних особливостей. Ефективність роботи циліндрових барабаних огрудковувачів знижується. Дефіцит твердих центрів огрудкування створює передумови утворення гранул підвищеної крупності за рахунок використання як «будівельного» матеріалу проміжної фракції і частини центрів локального перезволоження.

Таким чином, поставлена задача розробки методики розрахунку агломераційної шихти, на наш погляд, повинна включати розробку технологічного ланцюга апаратів з можливістю формування гранул агломераційної шихти, що відрізняються за хімічним складом. Це дозволить сформувати шар шихти на спікальному візку з підвищеною газопроникливістю.

Як встановлено раніше [1], огрудкування шихти проводиться в основному барабаними огрудковувачами, діаметр яких сягає 2,8÷3,2 м, а довжина – 6÷12,5 м. Таке

устаткування надає можливість отримувати практично однорідні гранули шихти за хімічним і гранулометричним складом з низькою міцністю (рис.1).

Для формування гранул шихти з підвищеним вмістом вуглецю/вапна в поверхневому шарі необхідно забезпечити подачу додаткового матеріалу в кінці процесу огрудкування на гранули. Матеріал, що подається, повинен накочуватись в поверхневому шарі (рис.2).

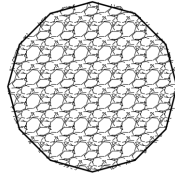


Рисунок 1 – Переріз гранули агломераційної шихти, однорідної за хімічним складом

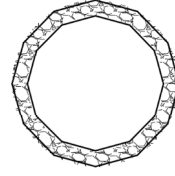


Рисунок 2 – Переріз гранули агломераційної шихти з граничним шаром, що складається з твердого палива або вапна

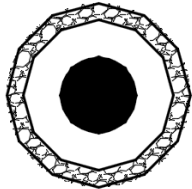


Рисунок 3 – Переріз багатошарової гранули агломераційної шихти

Враховуючи використання в шихті різних за поверхневими властивостями, хімічним і гранулометричним складом матеріалів, виникає необхідність у формуванні багатошарової гранули (рис.3).

При цьому до матеріалів, що слабо грудкуються (шлами, пил електрофільтрів), пропонується додавати вапно. В подальшому, на другій стадії огрудкування, вони використовуються як офлюсовані, зародкові центри.

На рис.4 представлено розроблену схему ланцюга апаратів при роздільному дозуванні агломераційних шихтових матеріалів.

Для огрудкування матеріалів із слабкою грудкуемністю пропонується ланцюг, що включає стадію інтенсивного змішування-огрудкування (рис.4).

Установка інтенсивного змішувача-огрудкувача дозволяє не тільки ретельно змішати, але й рівномірно і швидко розподілити вологу серед сухих і перезволожених матеріалів. При цьому подача вапна дозволяє отримати згранульовану структуру, що в подальшому використовується в якості зародкових центрів.

З дозувальних бункерів підготовлені відходи (бункер 6, рис.4) та інші шихтові матеріали подаються на збірний конвеєр з подачею у змішувач 2. Установка змішувача 2 дозволить не тільки змішати шихтові матеріали, але й частково огрудкувати. Вологість при огрудкуванні повинна досягати 60-70% від оптимальної.

Після змішування матеріал подається для подальшого усереднення в штабелі великої ємності.

Процес усереднення в штабелях великої ємності надає можливість отримати шихту з коефіцієнтом усереднення $K_u=1,5-8$ і більше. Після усереднення моношихта подається в бункери відділення шихтових бункерів.

Дозування моношихти на збірний конвеєр сумісно зі зворотом і вапняком відбувається огрудкування в огрудкувачі 3 (рис.4). Після огрудкування моношихта сумісно з твердим паливом з бункера 16 подається в барабанний огрудкувач. Накоплення палива на поверхню огрудкованих часток дозволить при агломерації досягти часткового плавлення (кальцієвого фериту) і отримати структуру агломерату, що складається головним чином з гематиту з високою відновлюваністю. Таким чином, схема поступового формування гранул шихти з різним хімічним складом дозволить використовувати значну кількість залізовмісних відходів металургійного виробництва без погіршення якості.

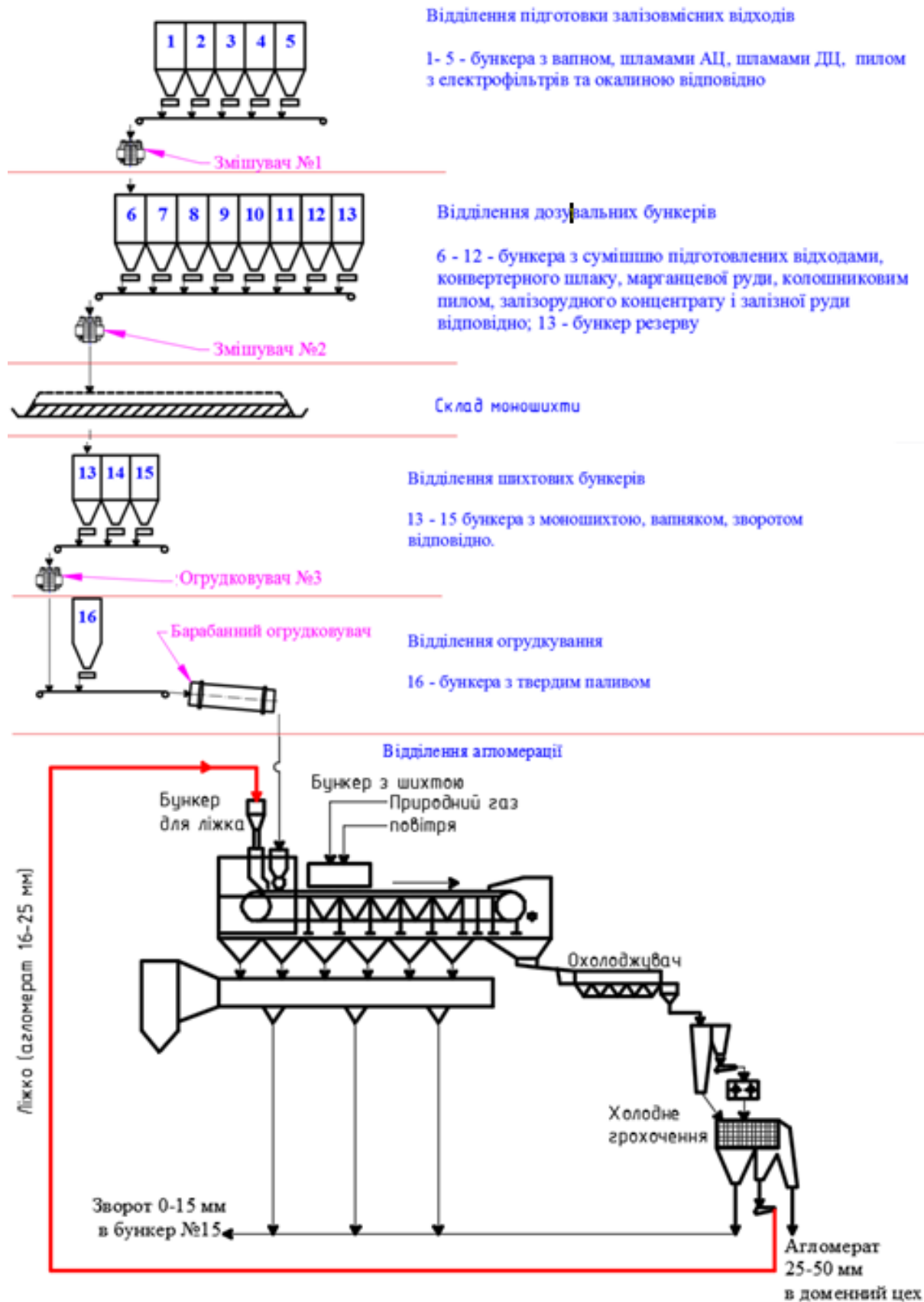


Рисунок 4 – Схема ланцюга апаратів агломераційного цеху при роздільному огрудкуванні шихтових матеріалів

Для даного ланцюга апаратів розроблено методику розрахунку агломераційної шихти, матеріального і теплового балансів. При виконанні розрахунків для всіх компонентів, що входять до складу агломераційної шихти, визначають повний хімічний склад.

Згідно з розробленою методикою розрахунку агломераційної шихти проводяться на кожному етапі підготовки як за хімічним, так і за гранулометричним складом з урахуванням вологості. При складанні окремих груп матеріалів враховуються можливості розташування окремих шихтових матеріалів по перетину гранули шихти (рис.3). Основні технологічні ланцюги складаються з груп підготовки відходів (шламів, пилу й ін.), моношихти, накату (флюсів, палива).

Дані результатів розрахунків за методикою, що пропонується, дають можливість представляти інформацію для контролю заданої якості (хімічного складу, зменшення середніх відхилень) на кожному етапі підготовки, прогнозування властивостей агломерату, удосконалювання динамічної експертної системи, створення сприятливих умов процесу спікання.

Висновки.

1. Шихтові матеріали, що використовуються в агломераційному процесі, різняться як за хімічними, так і фізичними властивостями. Одними з причин значного коливання вмісту заліза в агломераті, основності, виходу придатного й ін. є одночасна підготовка всіх шихтових матеріалів і відсутність контролю на різних етапах підготовки.

2. Запропоновано схему ланцюга апаратів, що дозволяє проводити технологію роздільної підготовки (дозування, подачі добавок, змішування) і огрудкування.

3. Розроблено методику розрахунку агломераційної шихти, яка надає можливість контролю хімічного складу, матеріального балансу на кожному етапі підготовки і загального матеріального і теплового балансів агломераційного процесу.

ЛІТЕРАТУРА

1. Теоретические основы производства окучкованного сырья: учеб. пособие. для высш. учеб. заведений / Ковалев Д.А., Ванюкова Н.Д. Иващенко В.П. [и др.]. – НМетАУ. – Днепропетровск: ИМА–пресс, 2011. – 476с.

Надійшла до редколегії 29.09.2016.

УДК 669.184.125

СІГАРЬОВ Є.М., д.т.н., професор
БАЙДУЖ Ю.В., аспірант
СЕМЕНОВА Д.А., аспірантка

Дніпродзержинський державний технічний університет

ШЛАКОВИЙ РЕЖИМ КОНВЕРТЕРНОЇ ПЛАВКИ З ВИКОРИСТАННЯМ КОМПЛЕКСНИХ ФЛЮСІВ

Вступ. Відносно кислі шлаки (основністю до 1,2) першого періоду продувки конвертерної ванни мають невелику в'язкість, здатні проникати вглиб вогнетривів футерівки вздовж міжзеренних меж та розчиняти MgO у вигляді мервиніту (3CaO-MgO-SiO_2). Захист футерівки у цей період може бути заснований на швидкому підвищенні вмісту оксиду магнію у шлаку шляхом присадки доломітизованого вапна, сирого доломіту, магнезиту або використанні спеціальних магнезійних флюсів.

У найбільшій мірі ступінь насичення шлаку оксидами магнію залежить від його основності. На початку продувки, коли відношення $\text{CaO/SiO}_2 < 1$, вона сягає 30% (при

температурі 1600°C), а по ходу підвищення основності шлаку до завершення продувки концентрація насичення MgO знижується та складає 5-6%.

Прискорене утворення активного рідкорухомого спіненого шлаку забезпечує перекриття наконечника кисневої фурми із попередженням заметалювання стовбура фурми та виносу металу з конвертера. У реальних конвертерних процесах спінений шлак є результатом зіставлення двох тенденцій. З одного боку, збільшення сумарного змісту оксидів заліза спричиняє собою підвищене виділення оксиду вуглецю, яке має суттєвий вплив на спінювання шлаку, а з іншого боку – збільшення окисненості шлаку зменшує його в'язкість, і, як наслідок, погіршується стійкість утвореної піни.

Постановка завдання. Перехід вапна у шлаковий розплав розпочинається після закінчення пасивного періоду. Склад шлаку, особливо первинного, значно впливає на процес розчинення вапна. Найбільш легкоплавкі з'єднання досягаються в системах FeO-MnO-CaO, CaO-Fe₂O₃ і CaO-P₂O₅. При наявності у первинному шлаку високої концентрації кремнезему на поверхні кусків вапна звичайно утворюється суцільна чи ділянками щільна оболонка ортосилікату кальцію з високою температурою конгруентного плавлення (2130°C). Це значно гальмує подальше розчинення вапна у шлаку.

Процес асиміляції вапна шлаком складається із ланок:

- по-перше, зовнішнього масоперенесення, а саме, дифузійного підведення FeO, MnO та інших оксидів-розчинників зі шлаку до поверхні вапна і відведення розчиненого оксиду кальцію від міжфазної межі у глибинні шари шлаку;

- по-друге, внутрішнього масоперенесення, а саме, проникнення рідкого шлаку у пори, тріщини і по межах зерен кусків вапна і наступної дифузії оксидів-розчинників (іонів) у решітку вапна з утворенням більш легкоплавких, ніж CaO, твердих розчинів і хімічних сполук у поверхневому шарі із глибиною проникнення шлаку:

$$l^2 = \frac{\sigma \cos \theta}{2\eta} r \tau, \quad (1)$$

де σ – поверхневий натяг рідкої фази; θ – кут змочування; η – динамічна в'язкість рідкої фази; r – радіус капіляра; τ – час контакту, с.

В умовах конвертування низькомарганцовистих передільних чавунів, зниженої якості вапна та відсутності присадок плавикового шпату для розрідження шлаку умови засвоєння вапна погіршуються.

Завданням дослідження є визначення технологічних переваг та впливу флюсу полімінерального (ФПМ) на кінетику розчинення вапна у початковий період продувки конвертерної ванни.

Результати роботи. ФПМ являє собою кусковий (20-40 мм) синтетичний флюс наступного складу, %: 42-47 CaO+MgO; 15-18 MgO; 16-21 SiO₂; 1-3 Al₂O₃; 4-8 FeO+Fe₂O₃; до 0,05 P₂O₅; до 0,05 S. ФПМ призначений для прискорення процесу шлакоутворення, часткової заміни вапна та насичення первинного шлаку MgO.

Згідно із прийнятою схемою у дослідній серії плавок ФПМ присаджували до конвертерної ванни на 2-ій та 5-ій хвилині продувки із витратою у співвідношенні 1:(1,6-2,5) відповідно. Дуттьовий режим (витрата кисню та зміна положення кисневої фурми по ходу плавки) у дослідних плавках відповідали штатній технології.

Витрата ФПМ на плавку визначалась, в основному, вмістом [Si]_ч. Вплив вмісту кремнію у передільному низькомарганцовистому чавуні на основність кінцевого шлаку наведено на рис.1.

Як видно (рис.1), найбільша ефективність використання ФПМ досягається при вмісті кремнію у передільному чавуні менш ніж 0,35-0,45% та основності шлаку до 2,0. Ефективність ФПМ підвищується із зменшенням вмісту кремнію та марганцю у чавуні.

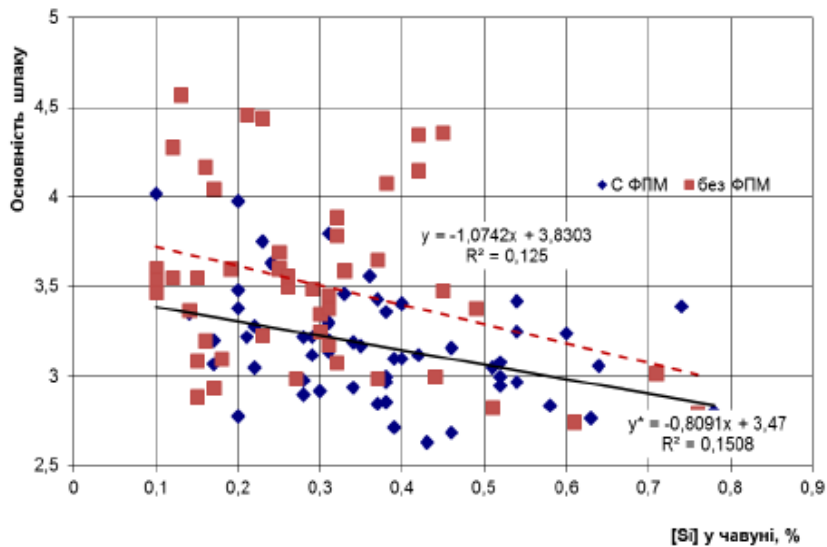


Рисунок 1 – Вплив присадки ФПМ на основність кінцевого шлаку

прискорення засвоєння вапна у початковий період плавки за рахунок утворення більш легкоплавких розплавів та збільшення глибини їх проникнення до куска вапна згідно із виразом (1).

При цьому в області підвищення концентрації ортосилікату кальцію при основності шлаку 1-1,5 коефіцієнт активності оксидів заліза максимізується [1], що при наявності в шлаку вапна і сталості активності $a_{FeO} = 0,3-0,4$ мінімізує (FeO), із звільненням кисню та витратою його на окислення [C] із виділенням {CO}. Завдяки тиксотропії шлак підтримується у в'язко-пластичному стані, але через його високу ефективну

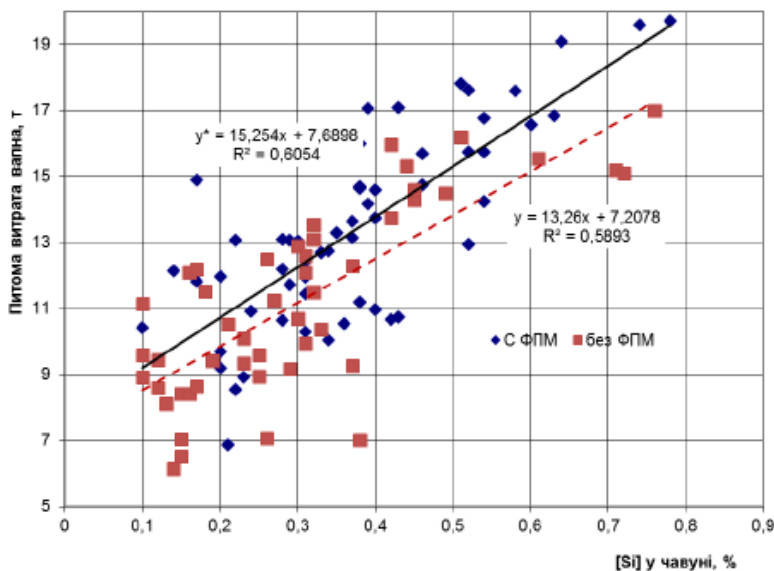


Рисунок 2 – Порівняння витрат вапна на плавку із до- бавками ФПМ та за штатною технологією

в'язкість швидкість розчинення вапна знижується, поки основність не досягне 1,87 і шлак не ввійде в область $3CaO \cdot SiO_2$.

Так, основність кінцевого шлаку на плавках із використанням ФПМ менша, ніж у штатних плавках незважаючи на підвищення загальних витрат вапна (рис.2).

При підвищенні вмісту (FeO) по ходу продувки у низькоосновному первинному шлаку в'язкість останнього зменшується, а щільність зростає. Проходження газових об'ємів {CO} крізь шар

величини поверхневого натягнення (σ , Н/м), щільності шлаку (ρ , кг/м³) та діаметра газового пузиря (D , м):

$$I = 115 \frac{\mu^{1,2}}{\sigma^{0,2} \rho D^{0,9}} \quad (2)$$

Відповідно до виразу (2) при зменшенні в'язкості та зростанні щільності індекс спінювання зменшується, що негативно впливає на процес спінювання шлаку.

З використанням наведеного виразу проведено оцінку впливу (Fe₂O₃) на індекс спінювання шлаку за умов зміни вмісту (FeO) у різні періоди продувки конвертерної ванни. Отримали підтвердження результати роботи [3], згідно з якими із зменшенням вмісту (FeO) зростає вплив (Fe₂O₃) на умови спінювання шлаку в умовах плавки у ДСП.

Частка (Fe₂O₃) (переокисленого заліза) на початковому етапі продувки може перевищувати 30%. Встановлено, що з підвищенням частки Fe₂O₃ при визначеній окисненості шлаку коефіцієнт спінювання зменшується. Малий індекс спінювання (до 10) сприяє інтенсивному окисненню заліза. Зменшення окисненості шлаку у цей період можливо шляхом присадки вугілля. В той же час, в умовах уповільненого шлакоутворення, частина вуглецю з вугілля витрачається не на зменшення окисненості шлаку, а лише на утримання від подальшого окиснення заліза. При цьому із зменшенням вмісту (FeO) зростає ступінь впливу (Fe₂O₃) на схильність шлаку до спінювання. Присадка вугілля та розчинення у шлаковій ванні ФПМ призводить до зменшення питомого вмісту (FeO) та поверхневого натягнення шлаку, що сприяє спінюванню останнього.

Основні технологічні показники дослідних та порівняльних плавок наведено у табл.1.

Таблиця 1 – Основні показники плавок

Показники		Дослідні	Порівняльні
Кількість плавок	шт	290	310
Витрата ФПМ (середня)	т	3,51	–
–«»–	кг/т	1,43	–
Температура чавуну	°С	1314	1311
[Si] у чавуні	т	0,44	0,48
[C] на повалці	%	0,048	0,051
Вміст у кінцевому шлаку			
(SiO ₂)	%	18,8	17,4
(FeO)	%	16,9	15,4
(MgO)	%	6,84	5,57
(Al ₂ O ₃)	%	1,92	2,13
Маса плавки	т	243,8	243,2
Витрата флюсів (вапно + ФПМ)	т	20,46	20,52
Витрата чавуну	т	215,6	214,4
Вихід придатної сталі	%	89,11	88,50
Витрата вапна на 1 т Si у чавуні на 0,1 од. основності	т/т	0,671	0,612

Введення ФПМ призводить до незначного зниження ступеня видалення фосфору та підвищення вмісту останнього у металі наприкінці продувки (рис.3). Залежність зро-

стання вмісту $[P]$ від питомої витрати ФПМ ($Q_{ФПМ}$) може бути представлена у вигляді

$$[P]_K = 0,0019Q_{ФПМ} + 0,0115. \quad (3)$$

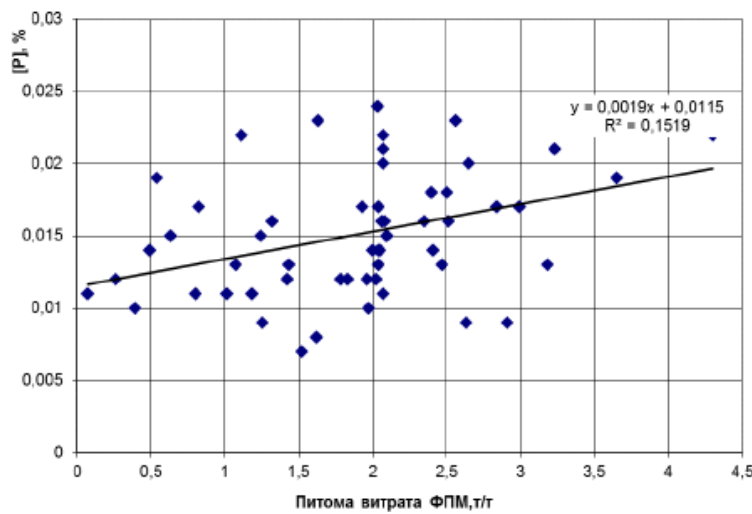
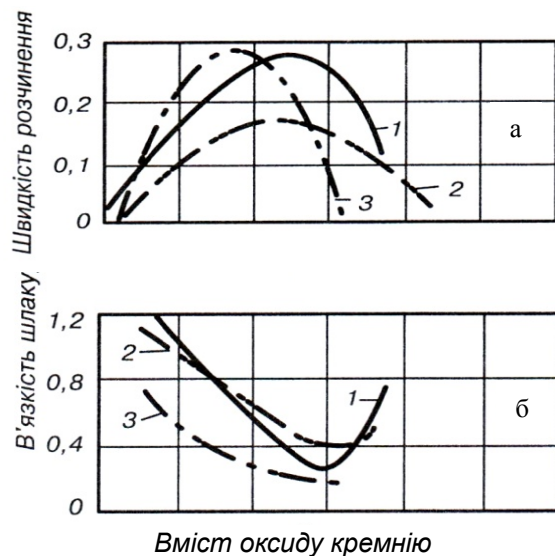


Рисунок 3 – Залежність вмісту фосфору в металі на випуску з конвертера від питомої витрати ФПМ

Питомі витрати вапна на 1 т $[Si]$ на 0,1 од. основності підвищилися на 8,79%, що підтверджує вплив складової SiO_2 з ФПМ. В той же час, збільшення вмісту у шлаку кремнезему при незмінному співвідношенні інших його складових спочатку розріджує шлак, переміщуючи його склад із гетерогенної у гомогенну зону розплаву, і цим збільшує його активність відносно засвоєння вапна. Однак взаємодія шлаків, що містять кремнезем, з вапном протікає, як уже відзначалося, з утво-

ренням щільних оболонок ортосилкату кальцію, що перешкоджають подальшому проникненню розчинників усередину куска вапна. Тому збільшення концентрації кремнезему понад оптимальні значення досить негативно позначається на кінетиці розчинення у шлаку вапна, що спостерігається за різким спадом кривих (рис.4, а) [3]. Негативний вплив підсилюється при зростанні вмісту кремнезему у шлаку більш ніж на 30% збільшенням в'язкості шлаку (рис.4, б) в результаті укрупнення кремнекисневих аніонів. Останнє викликає закономірне погіршення умов десульфурзації металу (рис.5).



- 1 – 0-33% тривалості продувки;
- 2 – 34-67%;
- 3 – 68-100%

Рисунок 4 – Вплив вмісту кремнезему на властивості шлаку та кінетику розчинення вапна

При підвищенні у шлаку концентрації оксидів FeO та MnO істотно поліпшуються змочування шлаком вапна та умови проникнення шлаку в пори у зв'язку зі зменшенням крайового кута, утвореного шлаком на поверхні твердого вапна, і збільшенням поверхневого натягнення шлаку згідно з рівнянням (1). Іони, з яких складаються оксиди заліза (Fe^{2+} , O^{2-}), мають невеликі розміри ($R_{Fe^{2+}} = 0,83A$, $R_{O^{2-}} = 1,32A$) і кристалізуються аналогічно CaO у кубічній сис-

темі. Це полегшує міграцію оксидів заліза у решітку вапна і їх дифузію з утворенням надто легкоплавких розчинів і феритів кальцію. Проникнення кремнезему і глинозему у

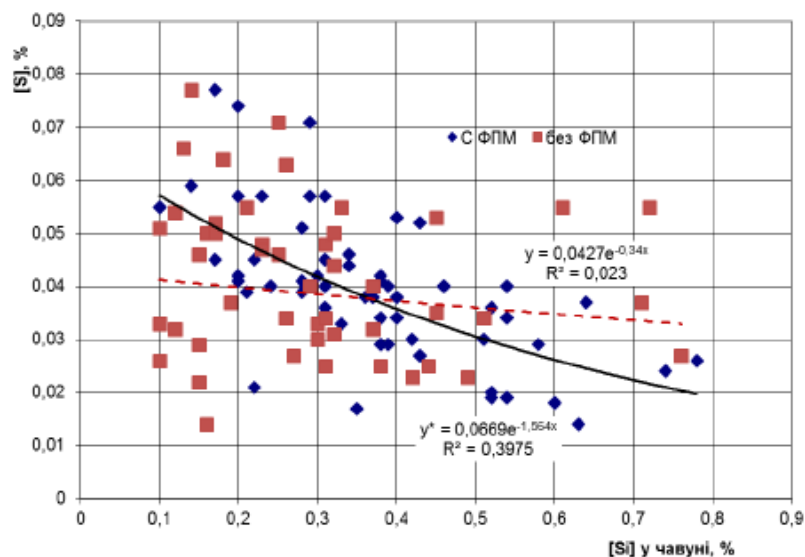


Рисунок 5 – Вплив добавок ФПМ на вміст сірки у металі на випуску з конвертера

конвертерний шлак забезпечує також швидке зростання до 6-7% оксиду магнію, позитивно позначається на процесі переходу MgO з футерівки до шлаку. При цьому зменшується в'язкість шлаків (знижується енергія зв'язування часток шлаку за рахунок підвищення числа різнойменних часток), і збільшується масопотік оксиду кальцію, що розчиняється, за одиницю часу.

Присадку ФПМ у початковий період плавки доцільно проводити розосереджено, у два-три прийоми, з врахуванням початкового вмісту кремнію у чавуні та типу вапна для попередження надмірного підвищення в'язкості шлаку із погіршенням показників десульфурзації та дефосфорації розплаву.

Висновки. За результатами досліджень закономірностей шлакоутворення у початковий період продувки конвертерної ванни при розосереджених у часі присадках полімерного флюсу визначено технологічні переваги та недоліки його використання. Встановлено, що максимальна ефективність використання ФПМ як флюсу, що сприяє прискореному шлакоутворенню та спінюванню шлаку, забезпечується при вмісті кремнію у чавунах менш ніж 0,35-0,45% та основності шлаку до 2,0. Присадка вугілля у періоди додавання ФПМ є обов'язковим елементом шлакового режиму. Це забезпечує зниження вмісту (Fe_2O_3) та підвищення здатності низькоосновного окисленого шлаку до спінювання, зменшення втрат заліза із виносами та підвищення виходу рідкого металу.

ЛІТЕРАТУРА

1. Охотский В.Б. Шлакообразование в конвертерной ванне / В.Б.Охотский // Новости науки Приднепровья. – 2008. – №1. – С.33-34.
2. Foaming and the rate of carbon-iron oxide reaction in slag / R.Corbani, H.Matsuura, S.Halder et al. // AISTech Proceedings. – 2009. – №1. – P.593-615.
3. Особенности шлакового режима современной ДСП / В.А.Бигеев, А.Е.Малофеев, А.В.Пантелеев [и др.] // Труды десятого конгресса сталеплавателей. – ОАО «Черметинформация». – 2009. – С.305-309.

Надійшла до редколегії 25.10.2016.

UDC 621.746.62:669.189

HRESS O.*, Professor, dr. of science
CHEBOTARYOVA O., Post grad. st.
ISAYEV O.*, Professor, dr. of science
WU K.M.*, Professor, Ph. D, director
YEREMENKO A., associate Professor, Ph.D.

*International Research Institute for Steel Technology,
Wuhan University of Science and Technology, Wuhan 430081, China
Dniprodzerzhinsk State Technical University

QUANTITATIVE RESEARCH OF BAND'S FEEDING IN THE ROUND MOULD

Introduction. Pipe industry is the leading consumer of tube stock. And so, in 2014 the world tube consumption made 165 mln. ton. China manufactures the greatest part of pipes (107 mln. ton in 2014) and has a stable growth trend.

At present hot rolled tubes are mainly produced from continuous casting square, bloom, and round (with diameter from 90mm to 800mm) billets. The investigations conducted in Germany, USA, Japan and CIS reveals that round casting billet use in comparison with continuous casting bloom application in the manufacture of tubes have certain advantages. First, the surface of round billet has better quality than square one (because round billet hasn't longitudinal and corner cracks). Second, high density of equiaxed structure in the axial zone of round billets provides the reduction of micro defects quantity. Third, the surface layer of round continuous casting ingot is more ductile and less exposed to ferrostatic pressure and internal strains if compare with rectangular billet.

But in round billet continuous casting, particularly at radial steel continuous casting plant, the degree of irregularity of solidifying billet surface layer in casting mold is increased which causes the formation of cross-section out-of-roundness. Except this, the pressing questions often arise on macrostructure quality that influences the life cycle of the internal surface of hot-rolled pipes.

One of the advanced methods of improvement of quality parameters is using different kinds input of inoculators [1-5]. The experience of steel band feeding into continuous casting mold liquid pool deserves special attention [6].

But steel band feeding into continuous casting mold has several specificities. Band parameters and its chemical composition, feeding speed, feeding place, and feeding angle, etc. in many respects predetermine final products quality. This question is very crucial when we use additional materials to the molten pool into the mold, and the only science-band recommendation can guarantee the receiving products with high quality.

Investigation objectives – development of quantitative and numerical models of heat and mass transfer of the band feeding into continuous cast (CC) round mold.

This task can be decided by the methods of physical and quantitative modeling with following check and adaptation in the working environment. All decisions will be exclusive and can be used to specially investigated type of CC and technological parameters. Quantitative modeling is a most flexible method of investigation.

Most interesting studies in this field are in the literature [7, 8]. Oler et al. [7] used professional program packages for hydrodynamics and heat & mass transfer Fluent 5.5/Gambit 1.3 based on the RNG-k- ϵ turbulence model with the accounting of liquid metal enthalpy changing for thin slabs cast at the radial caster. Model adequacy was checked at the physical model. Two-dimensional models of heat and mass transfer in the CC bloom mold with inert gas input to the metal stream were investigated [8].

The main disadvantage of those research works was an impossibility to study the speed and thermal fields in the mold with band feeding. However, the model of Hress and

Ogurtsov [9] can be checked on the physical model and in the work environments and can predict heat and mass transfer after inoculant feeding into the liquid pool in the mold after model transformation from two dimensional to three dimensional.

This model was used during the studying of heat and mass transfer in the slab continuous casting mold SCCP [10] and approved successfully at practice for continuous casting billets industrial production in China. It was this model taken as a basis of the developed one.

Results of the work. *Investigation method.* The model created on the standard approach basis to multiphase systems [8, 9]. The underlying model assumptions are:

1. Basic metal with specified chemical composition cast to round mold through one submerged entry nozzle (SEN) with the direct-flow outlet.
2. Steel band with different from basic metal chemical composition feeding into the mold straight vertical down, its plane perpendicularly mold diameter and located within a certain distance from SEN.
3. The metal meniscus is quiet, without waves and covered by slag. Therefore, the accounting of free surface dynamics is not required.
4. Heat removal conditions to mold and band depend on the metal streams speeds and describe the border between solid metal and mushy zone.

Well-known stationary Navier–Stokes equation, equations of liquid metal continuity and heat transmission in mold was the basis of moving and heat transfer mathematical model:

$$(\vec{v} \nabla) \vec{v} = -\nu p + \nu \Delta \vec{v} + \vec{q}; \quad (1)$$

$$(\nabla \vec{v}) = 0; \quad (2)$$

$$\nabla(\vec{v} T) = \nabla(\lambda \nabla T) + Q, \quad (3)$$

where \vec{v} – velocity vector; p – pressure; ν – coefficient of effective kinematic viscosity; \vec{q} – vector, taking in account the action of mass volume forces (acceleration of gravity etc); T – temperature, λ – metal thermal conductivity; Q – thermal volume source, taking in account heat of phase transition at the steel solidification process.

The difficulty of boundary conditions representation of pronounced cylindrical system in Cartesian coordinates is a feature of the software implementation of this model. Inappropriate use of cylindrical coordinates is explained by the significant labor costs associated with the need of software methods using to put the flat tape into a cylindrical mold. The possible use of the conformal transformation apparatus is also not an easy decision. Therefore, we abandoned the use of a cylindrical coordinate system in this study.

Concerning the task characteristics, mold geometry was approximated by the orthogonal nonuniform net, and in equations (1)-(3) Cartesian coordinate system was used. In equation (1), Boussinesq approximation on the first stage calculations was used, that contains the lifting force because liquid metal has the different density at different temperatures. Density at kinetic momentum equations is constant. Stationary equations system was solved by assignment method.

Velocity vector can be divided into axis constituents OX, OY, OZ. Normalized pressure for equation (1) was introduced for convenience decision. Q in equation (3) was changed to effective heat capacity C_{ef} , that crystalizes heat release at the time of steel solidification in the temperature range (liquidus T_L – solidus T_S). The additional assumption about metal fluidity absence at the temperature lower than T_L was introduced.

The penetration absence and free sliding are conditions for velocity boundary conditions on the symmetry axis and near solid surface

$$v_{\perp} |_S = 0, \quad \vec{n} \cdot \vec{\nabla}_{\parallel} |_S = 0 \quad (4)$$

and free moving stream condition on the free surface and on the downside of calculated field:

$$v_{\perp}|_S = v_S, \quad \vec{n} \cdot \vec{\nabla}_{\parallel}|_S = 0, \quad (5)$$

where \vec{n} – normal vector to surface.

v_S accept velocity stream finish value at the SEM exit and is equal to 0 at the other surface.

Solidified skin freezing was calculated on the basis of well-known Fourier thermal conductivity equation with near–equilibrium mushy zone approximation

$$C_{ef}(T) \cdot \rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = -C_L \cdot \rho \vec{\nabla}(T\vec{v}) + \vec{\nabla}(\lambda \vec{\nabla}T), \quad (6)$$

where

$$C_{ef}(T) = \begin{cases} C_S, T < T_S; \\ C + \frac{L}{T_L - T_S}, T_S \leq T \leq T_L. \\ C_L, T > T_L \end{cases} \quad (7)$$

For equation (7) T , T_L , T_S – current temperature for calculated field, liquidus and solidus temperature respectively; C_{ef} – effective thermal capacity depends on thermal capacity in the solid phase (C_S), the liquid phase (C_L) and in the mushy zone (C). Thermal conductivity in mushy zone is equal to:

$$C = (C_L - C_S) \frac{T}{T_L - T_S} + \frac{C_S T_L - C_L T_S}{T_L - T_S}. \quad (8)$$

It can be solved with natural variables by the physical factor split method and can be realized in the form of three stage split schedule. This system is combination of physical factors split method to equation of hydrodynamics and recalculated difference scheme:

$$\vec{\tilde{v}} = \vec{v} + \Delta\tau \left[-(\vec{v}^n \cdot \vec{\nabla})\vec{v}^n + \nu \Delta \vec{v}^n \right]; \quad (9)$$

$$\tilde{T} = T^n - \Delta\tau c p_l \vec{\nabla}(T^n \vec{v}^n); \quad (10)$$

$$\Delta \tilde{p}^{n+1} = \frac{\vec{\nabla} \cdot \vec{\tilde{v}}}{\Delta\tau}; \quad (11)$$

$$\vec{v}^{n+1} = \vec{\tilde{v}} - \Delta\tau \vec{\nabla} \Delta \tilde{p}^{n+1}; \quad (12)$$

$$T^{n+1} = T^n + \Delta\tau \vec{\nabla}(\lambda_l \vec{\nabla} \tilde{T}), \quad (13)$$

where n – number of times layer; τ – times pitch; λ_l , p_l – liquid metal thermal conductivity and density accordingly.

Stage 2 was fulfilled only in the liquid phase.

Boundary conditions for pressure on calculated field were received by project (12) to surface normal.

The heat exchange on the model symmetry axis was set absent. Heat exchange on the ingot surface was set by means radiative and convection heat exchange. Specified superheat temperature was set on the place of stream entrance to the mould.

First kind boundary conditions on the mould surface set by means power law (statistical literature data manipulation):

$$T_S = T_f + (T_i - T_f)^{1 - \frac{v_c}{l_{cr}}}, \quad R=0,95, \quad (14)$$

where T_i , T_f – initial input metal temperature to the mould and ingot surface temperature on the exit of the mould accordingly; v_c – casting speed; l_{cr} – mould length; R – multiple correlation coefficient.

Third kind of boundary conditions was set on the ingot surface after mould.

The net with variable pitch was used to decrease the calculation time because the bandwidth is low.

Presented model recognized by Delphi 7.0 medium. The band feeding modeling was fulfilled after heat and hydrodynamics conditions stabilized.

The model adequacy was checked by comparing the calculated data with physical modeling results and end-use measurements [11].

Discussion. Heat and mass transfer process on the mould with diameter 300mm (BAOSTEEL plant)1000mm length was investigated. Casting process of steel grade S355 with superheat 20°C at the mould entrance was modeled. The distance from direct-flow SEN diameter 85 mm unloaded openings axis to metal meniscus was 150mm. Casting speed was set to 1 m/min. The ingot surface temperature on the mold exit was 1150°C.

Metal band has chemical composition corresponded to steel grade 45. The band thickness was 1.5 mm and width was 60 mm. The distance from SEN axis to band end face was 85 mm. The inoculator feeding speed was 1.4 m/min for demonstrative calculations. Initial band temperature was equal to 20°C. Heat and mass transfer was investigated when band feeding was in quiet mode and with transversal oscillation imposition to the band. The oscillation frequency was 150 Hz and amplitude was 2 mm.

Isosurfaces of a metal stream of absolute velocities without inoculators input and after isosurfaces correspond here and after to 0.02; 0.04; 0.06; 0.12 m/s velocities can be seen in Fig.1 (3D). It appears that metal stream, flowing out of direct-flow SEN, spread vertically along continuous caster technological axis (Fig.1). The absolute stream velocities near the mold bottom don't exceed the amount by 0.02 m/s.

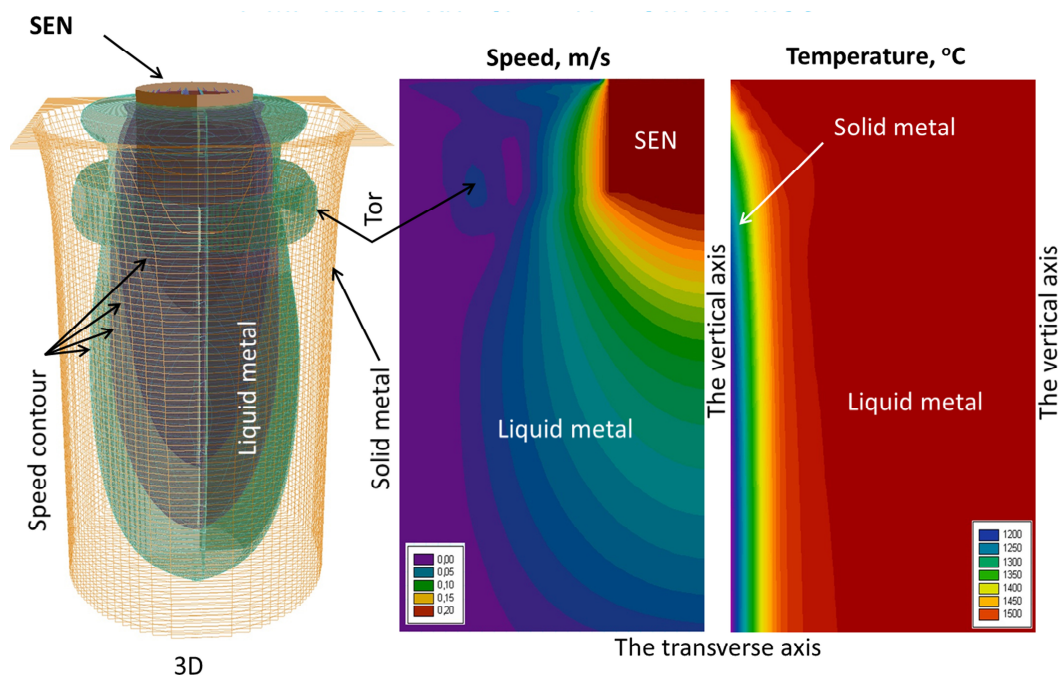


Figure 1 – The hydrodynamic and heat setting of metal in the mould without band feeding

Steady toroid-shape vortex with 150mm height and $\approx 30-40$ mm width arise in the upper part of the mold on the depth of ≈ 50 mm from the metal meniscus and on the distance 80mm from mold axis. In the upper part of the vortex metal stream is directed to the SEN and in the bottom part it is oppositely directed. Hot metal portion inflow to the billet solidifying skin, their passing upward along crystallization front with simultaneous cooling cause the non-uniform distribution of liquid metal layers temperature along vertical billet skin. In par-

ticular, isotherm layers of molten metal near from upper edge of toroid-shape vortex, has the thickness two times more than layers near bottom vortex edge.

In the upper part of the toroid-shape vortex the liquid streams are divided into two differently directed ones. One of them extends along metal meniscus to billet skin and forms a small toroid-shape vortex around billet perimeter near the metal surface. This vortex increases heat exchange intensity between the mother melt and the inner mold surface. After that skin growing speed in this liquid pool part increases and skin thickness around perimeter becomes stable. Another stream with growing velocity caused by catching influence of main stream from SEN is directed along metal meniscus to SEN. Later it sinks along SEN external surface. This stream promotes more intensive heating and melting of bottom layers of slag-forming compound.

On the whole, thermal and hydrodynamic situation becomes stabilized very fast and doesn't cause the non-uniformity of thermal and velocity fields at strict SEN and mold coaxiality.

The band feeding without oscillation changes substantially the hydrodynamic and thermal situation in the cylindrical mold. At the time of band feeding start, as in the previous case, pronounced closed toroid-shape vortex occur with the sizes similar to the last case. However, as the band submerges into the mold pool, the main tor is disintegrated into two parts in the form of a crescent with different intensity. (Fig.2). More intensive streams are located in the mold part free from the band and lower streams - between band and billet skin. The main stream form is also changed because band repels the stream.

Such redistribution of liquid streams hydrodynamics leads to the expected changing of the thermal situation inside the mold. The absence of high intensive liquid metal streams between band and billet skin decreases the non-uniformity of temperature distribution along the vertical billet skin and accelerates solid skin growing velocity and increases the thickness of a frozen metal layer on the band surface of mother melt. Simultaneously, the changing of main stream torch from cylindrical to semi-oval predetermines hot metal layers inflow into mold parts free from the band. Uneven temperatures around the perimeter of round billet appear and increase hot longitudinal surface cracks origin probability. At the same time, the intensification of liquid hydrodynamics between SEN and band slow down liquid metal freezing on the band surface. This effect decreases the molten steel superheat inside the mold.

It was discovered that the band thickness and width changing dynamically depend on liquid streams velocity and temperature and haven't steady type. So, some molten metal freezes from all sides of the band on the upper part of the mold. Later skin growing velocity on the band surface decreases up to zero on the upper level of toroid-shape vortexes because melting temperature on the top part of the mold is high.

The freezing growing velocity drastically increases in toroid-shaped vortexes zone with decreased temperature, and when the band passed it, the growing velocity decreases because the thermic resistance of freezing layer increases and temperature gradient inside freezing layer decreases. This effect is more intensive in zones between band and billet skin where liquid speed is substantially less than it is between band and SEN.

As the band sinks into the liquid pool, its base heats and melts. The band melting mainly prevails from band edges. End band melting, as the depth of submergence into the mold increases, provides freer penetration of high- temperature liquid layers to the billet skin and equalizing the temperature across perimeter. Simultaneously solidification speed increases due to the overheat removing across billet perimeter.

We found that on the referred above parameters of casting process and band feeding, the band depth of submergence to complete melting was near 640mm for casting above parameters. (The depth of melting was showed on the Fig.2 subject to the pouring out effect).

The investigation of the hydrodynamic and thermal situation with other band feeding parameters without elastic oscillation mode shows particular type for every case if the basic law conditions of the process are satisfied.

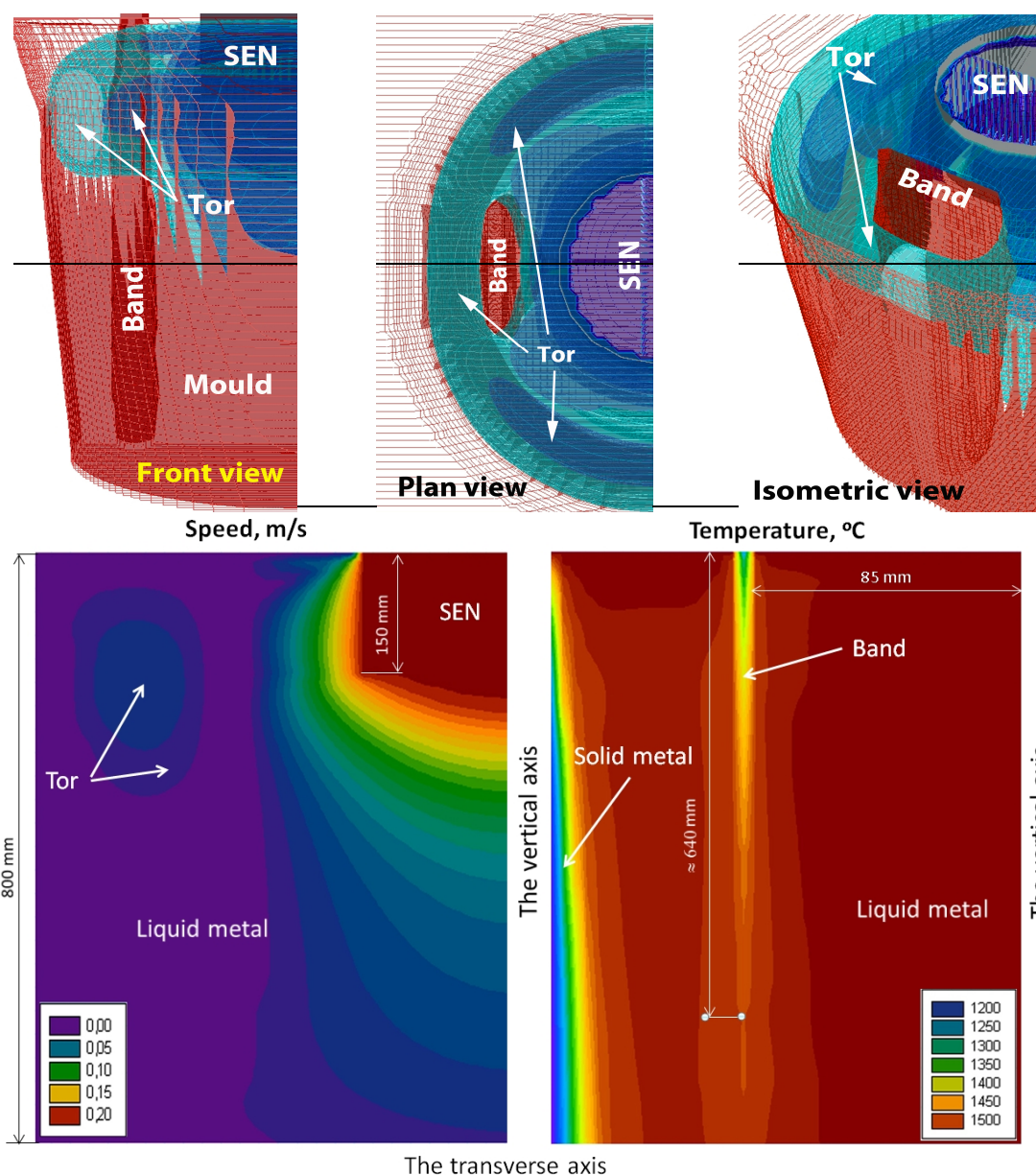


Figure 2 – Temperature and speed fields in the mould with band input

Hydrodynamic and thermal situation in the mold changes still more when using oscillation mode to the band feeding into the mold (Fig.3), but common thermal laws remain for band feeding start and metal liquid behavior.

Metallic band transversal oscillation induced by a special device mounted on the casting flow give rise to the origin of additional hydrodynamic streams. These additional streams influence the thermal situation inside the mold positively. In particular, we detected that hydrodynamic streams intensity around the band increase up to 1.35 times. Accordingly, heat transfer conditions between the band and liquid melt intensify substantially, which causes band melting acceleration and superheat decreasing.

We defined that in contrast to the technology without oscillation mode, in this case melting speed from the ends is substantially less because of crosswise direction of force application of simulated oscillation towards the band surface and corresponding essential increase of speed characteristics of liquid metal streams in these zones. We discovered that cone-and-plate part of melting band with elastic oscillation mode (in other equal conditions) is 10.4 times less compared to the band feeding without oscillation. Therefore, the bottom band end is similar to plane form. Hot liquid streams feeding toroid-shape vortexes between band and billet skin also promote this situation.

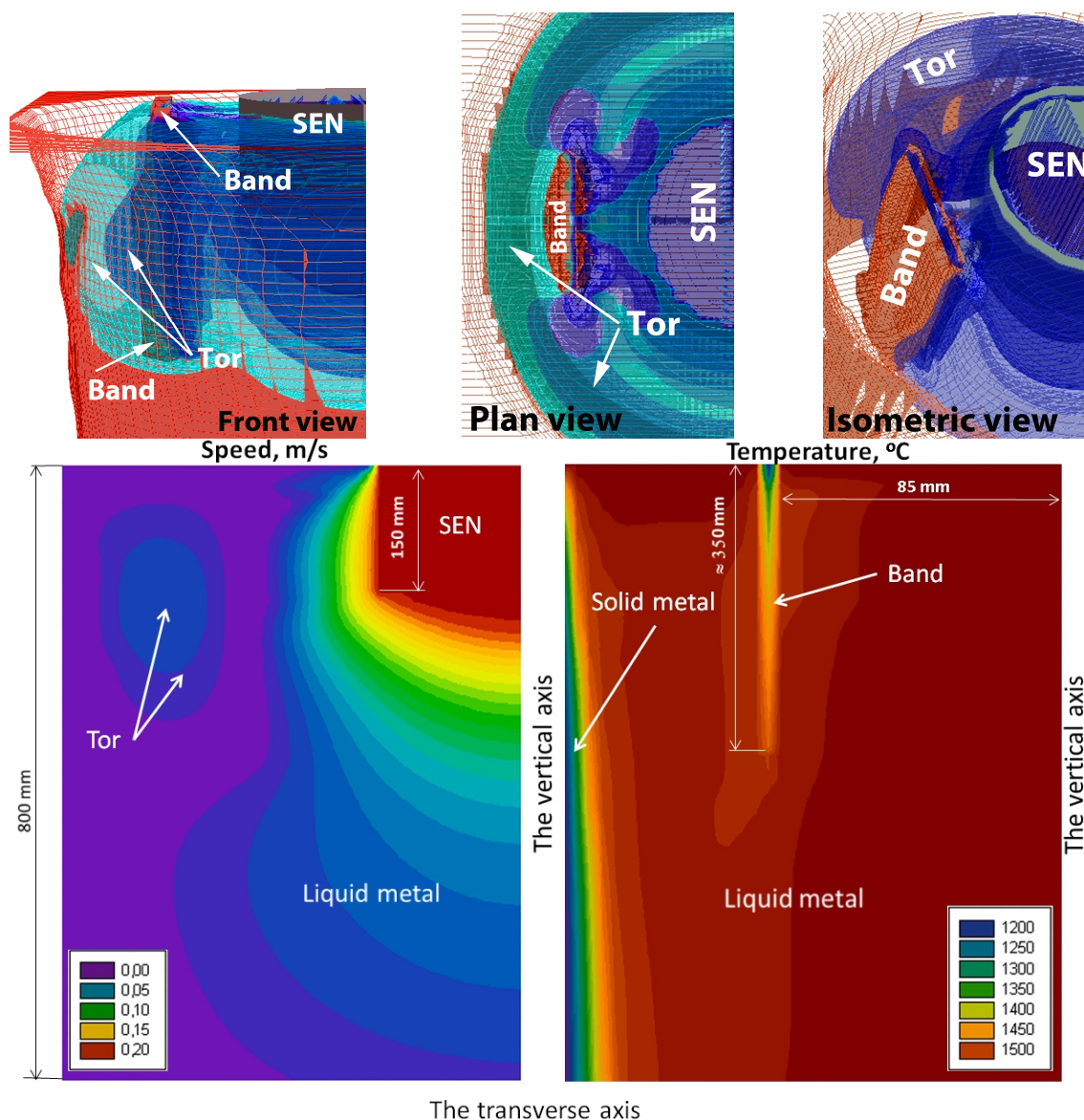


Figure 3 – Temperature and speed fields in the mould with oscillated band input

Critical analysis of other investigated variants of band feeding with oscillation mode into cylindrical molds using exclusive quantity parameters didn't give essential quantity differences for the thermal and hydrodynamic situation.

Conclusions. Developed mathematical and numerical models for heat and mass transfer and the hydrodynamic situation in the cylindrical mold CCM, including inoculator in the form of plain steel band, with composition different from matrix melt and with possibility of elastic oscillation mode feeding, allowed us to investigate this process in details and qualitatively. Quantity parameters of investigated processes have an exclusive type and depend on the band geometry, its properties, band feeding velocity and technological parameters of continuous casting.

LITERATURES

1. Naveau P. Production of high quality semis by steel powder addition during CC / P.Naveau, C.Marique // 3rd European Continuous Casting Conference Proceedings. Madrid, Spain. – 1998. – P.425-433.
2. Naveau P. An original casting technique an enhanced control on the composition and structure of steel semis / P.Naveau, C.Marique // 4th European Continuous Casting Conference Proceedings. Birmingham, UK. – 2002. – P.94-103.

3. Fredriksson H. Mechanism of transition from columnar to equiaxed zone in ingots / H.Fredriksson, A.Olsson // Mater. Sci. Technol. – 1986. – P.508-516.
4. Скворцов А.А. О применимости водоохлаждаемых виброхолодильников при непрерывной разливке стали / А.А.Скворцов, Л.А.Соколов, В.А.Ульянов // Известия АН СССР. Металлы. – 1980. – № 1. – С.36-42.
5. Паршин В.М. Улучшение качества непрерывнолитого слитка при разливке с погружными водоохлаждаемыми холодильниками / В.М.Паршин, А.М.Поживанов, В.П.Клак и др. // Сталь. – 1985. – № 4. – С.16-19.
6. The Development of Steel Band Feeding for HSLA Heavy Plates // O.Isayev, O.Hress, C.Y.Hu, R.Xin, K.M.Wu / Metallurgist, March 2016, Volume 59, Issue 11, P.1238-1243. ISSN 0026-0894.
7. Oler K. Numerical modeling of metal flow and solidification processes in CSP / K.Oler, H-Y.Odental, G.Pfafer // Ferrous metals. – 2002. – № 3. – P.22-30.
8. Hress A. Mathematical modeling heat and mass transfer in the bloom CC / A.Hress, A.Ogurcov // System technologies. – 2002. – № 6(23). – P.81-91.
9. Ogurcov A. Mathematical modeling thermalphysic processes in multiphase medium / A.Ogurcov, S.Samohvalov. – Kiev: Naukova dumka, 2001. – 409p.
10. Numerical study of heat and mass transfer at inoculations filing to the slab CC mold // Hress O., K.Wu, Isayev O., Chebotaryova O., Cong Zhang, Chengyang Hu / Научни Известия. – Foundry 2016, 13-15 April 2016. – Pleven, Bulgaria. – С.6-9. ISSN 1310 – 3946.
11. Ogurcov A. Heat and mass transfer process on the finish operation of steel treatment. Second book / A.Ogurcov, I.Pavluchenkov, A.Hress etc. – Dneprodzerzhinsk, 2007. – 307p.

Надійшла до редколегії 31.10.2016.

УДК 669.296

ТОЛОК А.О., к.т.н., доцент
РОМАНЮК Р.Я., к.т.н., ст. викладач

Дніпродзержинський державний технічний університет

АНАЛІЗ ПРОМИСЛОВИХ МЕТОДІВ ВІДНОВЛЕННЯ СПОЛУК ЦИРКОНІЮ ДО МЕТАЛУ ЯДЕРНОЇ ЧИСТОТИ

Вступ. Чистий цирконій за механічними властивостями легко піддається механічній обробці: прокатці, штамповці тощо. Високими є його корозійна стійкість та температура плавлення, малий перетин захоплення теплових нейтронів – 0,18 барн. Вода, соляна, азотна та розведена сірчана кислоти майже не діють на цирконій, навіть при нагріванні. Але він легко взаємодіє з плавиковою кислотою (*HF*), царською горілкою та розчиненими лугами. Все це зробило цирконій незамінним матеріалом в промисловості.

Основними галузями споживання металевого цирконію є: атомна енергетика (використовується у якості оболонки паливних елементів і каналних труб у ядерних реакторах), виробництво хіміко-технологічного устаткування та аерокосмічна промисловість, чорна металургія та виробництво різноманітних сплавів.

Атомна енергетика в теперішній час залишається провідною галуззю економіки України. На сьогоднішній день в Україні експлуатуються 4 атомні електростанції загальною встановленою потужністю 13835 МВт (вироблення електроенергії здійснюють 15 енергоблоків). Україна входить у першу десятку країн у світі за загальним виробництвом енергії на АЕС [1].

У промисловості застосовуються різні сплави цирконію. Одні з них, наприклад, сплави на основі міді, магнію та цирконію виробляються, тому що додання до них

останнього надає їм особливі властивості; інші – сплави цирконію з залізом та кремнієм – використовуються для розкислення та рафінування сталі.

Порошкоподібний цирконій використовується в піротехніці при виготовленні ламп для фотоспалахів, капсул-детонаторів, бездимного пороху, а також для феєрверків.

Цирконій не викликає будь-якої помітної реакції в м'язовій тканині, кістках або мозку, тому він може використовуватися для виготовлення шпильок, протезів, гвинтів, черепних пластинок та інших виробів, які застосовуються у хірургії. Однак ця галузь використання цирконію і його сплавів дотепер є маловивченою.

Сплави цирконію з алюмінієм та нікелем використовуються для очищення технологічних газів.

Католи з технічно чистого цирконію і сплавів цирконію з гафнієм марки ЦГ-20, у вигляді виробів циліндричної або конічної форми, застосовуються для нанесення зносостійких покриттів на інструмент і лопатки газових турбін. Стійкість виробів при цьому збільшується в 3-4 рази.

Тетрафторид цирконію є вихідним матеріалом для отримання особливо чистих речовин у волоконній оптиці.

Хімічні сполуки цирконію мають широкий спектр застосування: виробництво абразивів, вогнетривів, кераміки, керамічних фарб, каталізаторів, скла, штучних дорогоцінних каменів (діоксид цирконію); виробництво дезодорантів, дубителів шкір, паперу, текстилю (хімікати на основі цирконію) [2].

Постановка задачі. Метою роботи є аналіз існуючих методів відновлення сполук цирконію до металу ядерної чистоти, які використовуються в промисловості, виявлення їх основних переваг та недоліків, а також перспектив подальшого розвитку.

Результати роботи. Для одержання цирконію ядерної чистоти необхідно провести розкриття концентрату, його збагачення, відокремити небажані домішки, розділити цирконій і гафній. Кінцевими продуктами, що можуть бути відновлені до металу, є ZrO_2 , $ZrCl_4$, ZrF_4 , K_2ZrF_6 [2, 3].

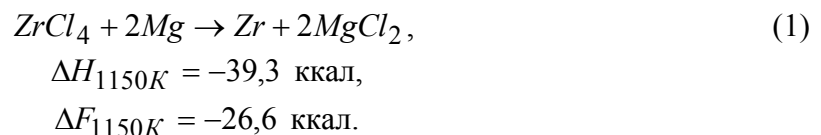
На рис.1 наведено загальну технологічну схему отримання цирконію від розкриття концентрату до отримання зливків, що використовується на одному з підприємств України [4]. У даному випадку відновлення сполук відбувається за допомогою кальцію.

Кроль і Шлехтен класифікували існуючі методи відновлення сполук цирконію до металу наступним чином [2, 3]:

- відновлення хлориду цирконію натрієм, кальцієм або магнієм;
- відновлення фториду цирконію кальцієм або магнієм;
- відновлення подвійних фторидів лужних металів натрієм або алюмінієм;
- відновлення двоокису цирконію кальцієм, магнієм або алюмінієм;
- відновлення двоокису цирконію вугіллям або карбідом;
- електроліз розплавлених хлоридів або фторидів цирконію;
- електроліз водяних розчинів і розчинів органічних сполук цирконію;
- термічна дисоціація галогенідів цирконію.

Основними промисловими методами відновлення сполук цирконію до металу ядерної чистоти є: магнієтермічне відновлення тетрахлориду цирконію розплавленим магнієм, електроліз розплавлених солей цирконію (електролітичний метод), відновлення фторидів цирконію кальцієм (кальцієтермічний).

Відновлення тетрахлориду цирконію магнієм здійснюється за способом Кролля за хімічною реакцією [2, 3]:



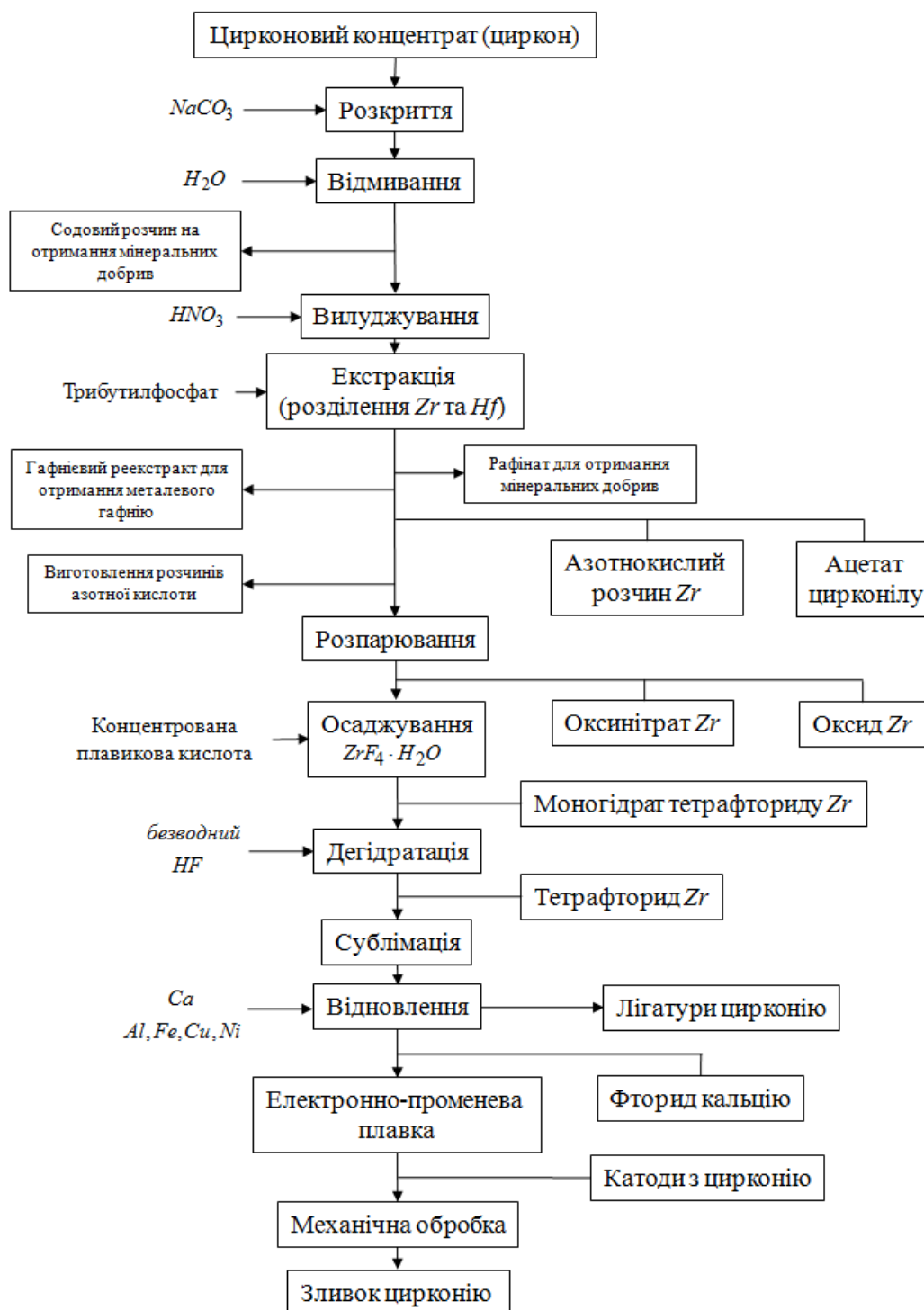


Рисунок 1 – Загальна технологічна схема виробництва цирконію ядерної чистоти

Процес складається з наступних етапів: підготовки вихідних компонентів, проведення реакції відновлення, вакуумної сепарації цирконієвої губки від летючих продуктів, переробки блока губки. Для успішного проведення процесу відновлення тетрафторид цирконію та магній повинні бути попередньо очищені від домішок.

Тетрахлорид цирконію ($ZrCl_4$), як правило, містить оксихлорид ($ZrOCl_2$), залізо у вигляді $FeCl_3$ (до 2%), іноді хром ($CrCl_3$) та незначні кількості титану та кремнію, а також механічні домішки.

Очищення $ZrCl_4$ здійснюється його сублимацією у присутності відновлювачів – водню або вуглецю – в апараті, що складається з реторти, де знаходяться нагрівачі, конденсатор та тигель. Тигель – це контейнер в нижній частині реторти, де після процесу залишається очищений тетрахлорид цирконію. Процес здійснюється у середовищі аргону при нагріванні реторти в електричній печі опору.

Іншим методом очищення тетрахлориду цирконію є його сублимація, що супроводжується зв'язуванням хлоридів амонію та заліза. Ця операція здійснюється пропусканням газоподібних продуктів крізь розчин хлоридів лужних металів.

Очищення магнію від домішок здійснюється при контакті його розчину з титановою або цирконієвою губкою.

Для отримання прийняттого виходу цирконію застосовується надлишок магнію у кількості 20-25% від стехіометрії.

Процес відновлення тетрахлориду цирконію магнієм здійснюється в апараті, подібному тому, що використовується для очищення $ZrCl_4$, в середовищі аргону. Пари тетрахлориду цирконію, що утворюються в момент нагрівання реторти, реагують з розплавленим магнієм. В результаті цього кристали цирконію, що утворюються, осаджуються на днищі тигля. Процес відновлення здійснюється за багатостадійною схемою в режимі теплового горіння.

У результаті відновлюваної реакції, внаслідок недостатньої кількості тепла для розплавлення та розділення продуктів взаємодії, отримують губку цирконію, що містить в середньому 58% Zr , 32% Mg , 10% хлориду магнію.

Для розділення продуктів реакції здійснюється відгонка металевого та хлористого магнію шляхом вакуумної дистиляції або вилуджування.

Вакуумна дистиляція здійснюється шляхом нагрівання перевернутої реторти з її вмістом при температурі 900°C у вакуумі.

Метод вилуджування застосовується для одержання порошкоподібного цирконію і полягає в обробці здрібноної губки після відновлення водою або розведеними азотною чи соляною кислотами. Таким чином можна одержати цирконій у вигляді великих шматків або порошку.

Потім в охолоджену реторту запускається повітря, блок виймається з тигля за допомогою пневматичного пресу, при цьому більша частина блоку (біля 70%) є чистим металом.

Отримана цирконієва губка переплавляється в дугових, електронно-променевих або індукційних печах.

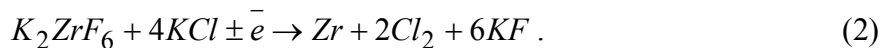
До недоліків технології магнієтермічного відновлення можна віднести: багатостадійність процесу, його енергоємність, складну систему контролю параметрів та керування процесом, утворення пірофорної губки, конструкція устаткування повинна забезпечувати задовільну роботу в широкому діапазоні температур, при заміні одного газового середовища на інше, а також у вакуумі, ретельну підготовку вихідних матеріалів.

Електролітичний процес здійснюється в закритих електролізерах зі струмовим навантаженням до 10 кА. Він полягає у розкладі електролітів електричним струмом, що супроводжується утворенням нових речовин. В результаті протікання постійного струму крізь електроліт на електродах здійснюються реакції окиснення-відновлення.

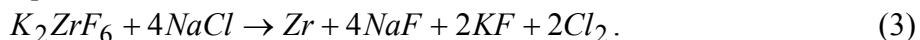
Процес електролітичного отримання цирконію складається з наступних етапів: підготовки вихідних компонентів, завантаження їх в електролізер, електролізу розчину, осадження та обробки катодного осадку.

Сучасні вимоги, що висуваються до тугоплавких металів, є досить високими, тому для електролізу застосовуються очищені (перекристалізовані) солі. Інертні гази, що використовуються в процесі, також повинні проходити очищення від вологи.

Сумарна реакція, що протікає на електродах при електролізі з використанням розплаву $K_2ZrF_6 - KCl$, має наступний вигляд:



При використанні у якості розплаву $K_2ZrF_6 - NaCl$ сумарна реакція електролізу буде наступною [2, 3]:



Процес електролізу проходить при $t = 750-800^\circ\text{C}$. При цьому на катоді утворюється маса з металевих кристалів різної крупності, що утворює губку. Вихід порошкового металу становить біля 78% від загальної кількості вихідних компонентів.

Для отримання злиwkів цирконію порошок пресується, отримані брикети спікаються у вакуумі при $t = 730^\circ\text{C}$, а потім переплавляються в дугових печах.

Електролітична схема отримання цирконію ядерної чистоти має багато переваг, однією з яких є високий ступінь механізації та автоматизації процесу, контролю та керування технологічними операціями та ін.

До основних недоліків процесу відносяться: багатостадійність, що пов'язана з отриманням катодного осаду та його переробкою, застосування графітових анодів, що знижують якість кінцевої продукції з цирконію.

Кальцієтермічний метод є найбільш простим прямим методом виготовлення цирконію та його сплавів, особливо з великим вмістом цирконію. При одержанні металевого цирконію в якості відновлювача використовується металевий кальцій у вигляді стружки. Відновлення відбувається за реакцією [2, 3]



У зв'язку з тим, що тепла реакції відновлення не вистачає для одержання компактного металу, проводять попередній прогрів шихти. Після його закінчення реакція ініціюється. Отримані продукти реакції витягають із печі та розділяють механічним шляхом. Шлак (фторид кальцію) подрібнюють і направляють для використання в чорній металургії. Металевий шар (гноїквоз) подрібнюють і використовують для одержання виробів з цирконію, що застосовуються в хімічній промисловості. Зливok чорного цирконію відмивається азотною кислотою та направляється на електронно-променеий переплав, який проводиться з метою рафінування цирконію від металевих домішок і шлаків.

До недоліків методу відносяться: значна тривалість циклу між плавками, утворення металевого гноїквозу та його повторне використання не виключає забруднення цирконію, що не дає можливості його використовувати для виготовлення твельних та каналних труб, які застосовуються в атомній енергетиці.

Останній недолік можна виключити, якщо використовувати у якості обладнання для відновлюваних плавok індукційні печі з холодними тиглями [5].

Однією з найважливіших практичних особливостей кальцієтермічного способу відновлення металевого цирконію є можливість отримання сплавів цирконію безпосередньо в процесі відновлення. В цьому випадку отримують злиwки сплаву з однорідним розподілом легуючих компонентів.

Крім описаних вище промислових методів отримання цирконію ядерної чистоти є експериментальні, що на даний момент існують лише в лабораторних умовах. Нижче наведено короткий огляд деяких з них [2].

Метод плазмового відновлення окислів Zr відрізняється тим, що відновлення проводиться в атмосфері CO у полум'ї дуги постійного струму, що створюється між електродами, які перебувають у верхній частині реакційної камери. Подрібнений окисел разом з порошком вугілля надходить у зону дуги у струмі CO і, проходячи зверху вниз крізь неї, відновлюється з утворенням парів металу та CO . Пари металу проходять

теплообмінник у нижній частині реакційної камери крізь патрубков, а рідкий метал випускають напівбезперервно або безперервно через випускний пристрій. Метод забезпечує відділення домішок і зменшення витрати електроенергії на 60-70% у порівнянні зі звичайним електролізом.

Існує метод відновлення з'єднань цирконію до металу, який полягає у контактуванні розплаву його солей з розплавом $Al - Zr$. Потім цирконій відокремлюють шляхом дистиляції цинку.

Розроблено процес алюмотермічного відновлення цирконію з наступним електронно-променевим рафінуванням.

Запропоновано спосіб одержання пластичного цирконію з ZrO_2 . Висока чистота одержуваного цирконію дозволяє після електронно-променевої плавки прокатувати його у тонку фольгу. Метод полягає в переведенні ZrO_2 в ZrF_4 , потім в K_2ZrF_6 і відновленні останнього в розплаві натрієм. Після видалення побічних продуктів реакції порошок цирконію піддають високовакуумній електронно-променевої плавці.

З усіх розглянутих промислових методів відновлення сполук цирконію до металу ядерної чистоти одним з перспективних є кальцієтермічний спосіб з подальшим використанням індукційних печей з холодними тиглями для його плавки (рафінування).

Важкість реалізації даної технології полягає в тому, що досвід проведення процесів металотермічного відновлення цирконію в індукційних установках з холодним тиглем у вітчизняній та зарубіжній практиці відсутній. Тому є необхідність виявлення закономірностей даного процесу, знаходження його оптимальних параметрів, а також розроблення рекомендацій для подальшого впровадження цієї технологічної схеми на підприємствах України.

Для реалізації поставленої задачі розроблена лабораторна установка (рис.2), яка являє собою вакуумну індукційну піч з холодним мідним тиглем, що охолоджується водою.

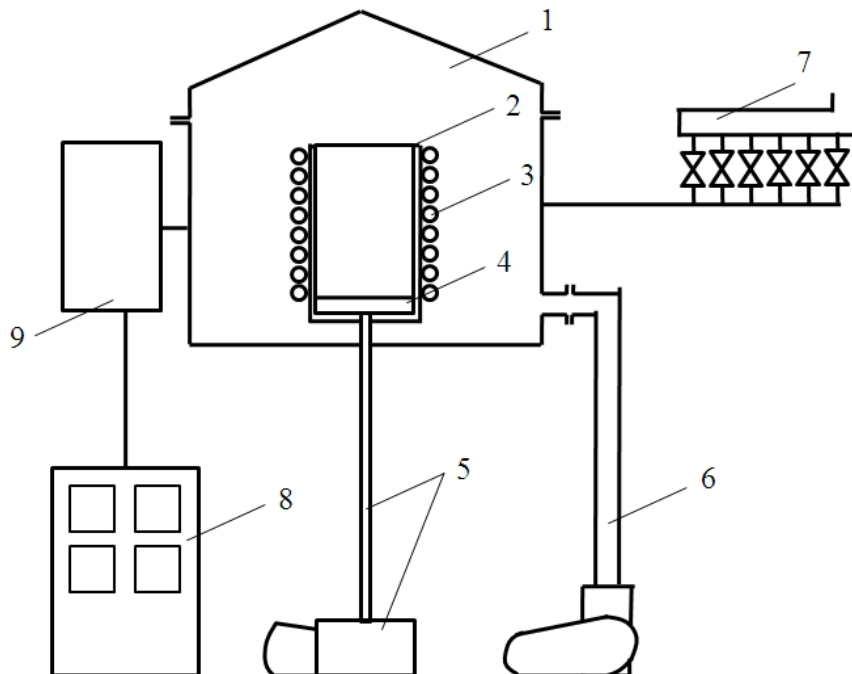


Рисунок 2 – Схема вакуумної індукційної печі з холодним мідним тиглем

Дана установка складається з плавильної камери 1, яка включає холодний тигель 2, індуктор 3 та піддон 4, механізму переміщення піддону 5, вакуумної системи 6, системи примусового охолодження 7, пульта керування 8 і силової установки 9.

Процес кальцієрмічного відновлення цирконію проводиться наступним чином. Мідний охолоджуваний водою піддон за допомогою механізму переміщення вводиться всередину холодного тигля до заданого рівня. На нього встановлюється цирконієвий металоприймач. При цьому зазор між останнім та стінкою тигля для уникнення протікання продуктів реакції ущільнюється азбестовим шнуром. Здійснюється завантаження шихти, яка складається з порошку тетрафториду цирконію, ніобію та стружки металевого кальцію. Далі тигель накривається азбестоцементною кришкою, що оберігає плавильну камеру від викидів продуктів реакції. Після цього камера закривається, розряджається до остаточного тиску $1,33 \text{ Па}$ (10^{-2} мм.рт.ст) та заповнюється аргоном до тиску $0,1 \text{ атн}$. Включається система примусового охолодження установки та подається напруження на індуктор. Попередній нагрів шихти проводиться при регульованих величинах потужності електромагнітного поля та часу його вводу. Контроль температури здійснюється за допомогою хромель-алюмелевих термопар.

Проходження реакції фіксується збільшенням тиску в плавильній камері та перегоранням термопар. В момент протікання реакції нагрів відключається та продукти реакції охолоджуються безпосередньо в холодному тиглі. Потім зливоч цирконію та шлак вивантажуються і відокремлюються один від одного.

Висновки. Основною галуззю споживання металевого цирконію в Україні є атомна енергетика, яка в теперішній час залишається однією з провідних. Тому дослідження, які проводяться з метою удосконалення технології отримання цирконію та його сплавів, є актуальними.

Технологічний процес отримання цирконію ядерної чистоти складається з наступних етапів: розкриття концентрату, його збагачення, відокремлення домішок, розділення цирконію та гафнію, відновлення та плавка.

Серед найпоширеніших промислових методів відновлення сполук цирконію (ZrO_2 , ZrCl_4 , ZrF_4 , K_2ZrF_6) до металу ядерної чистоти є магнієрмічний, кальцієрмічний та електролітичний.

Кальцієрмічний метод є найбільш простим прямим методом виготовлення цирконію та його сплавів, він дозволяє отримати сплави цирконію безпосередньо в процесі відновлення та при використанні індукційних печей з холодними тиглями для подальшої його плавки. Даний спосіб можна вважати одним з найбільш перспективних.

Однак в теперішній час відсутній досвід проведення процесів відновлення цирконію в індукційних установках з холодним тиглем, тому є необхідність дослідження закономірностей даного процесу на лабораторних установках та визначення оптимальних його параметрів з метою впровадження даної технології на практиці.

ЛІТЕРАТУРА

1. Пилипенко Н.Н. Получение циркония ядерной чистоты / Н.Н.Пилипенко // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение (92). – Харьков: ННЦ ХФТИ. – 2008. – № 2. – С.66-72.
2. Цирконий и его сплавы: технологии производства, области применения / В.М.Ажажа, П.Н.Вьюгов, С.Д.Лавриненко [и др.]. – Харьков: ННЦ ХФТИ, 1998. – 89с.
3. Металлургия циркония и гафния / Н.В.Барышников, В.Э.Гегер, НД. Денисова [и др.]. – М.: Металлургия, 1979. – 208с.
4. Производство циркония и гафния на ПО “ПХЗ” для удовлетворения потребностей атомной энергетики Украины / Ю.Ф.Коровин, В.Г.Чупринко, К.А.Линдт [и др.] // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. – 1994. – Вып. 2(62), 3(63). – С.114-124.

5. Совершенствование процесса кальциетермического восстановления тетрафторида циркония / К.А.Линдт, А.П.Мухачев, В.В.Шаталов [и др.] // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение (77). – Харьков: ННЦ ХФТИ. – 1999. – № 2. – С.3-8.

Надійшла до редколегії 15.06.2016

УДК 621.791.927.5

БАБИНЕЦ А.А., к.т.н., науч.сотр.
РЯБЦЕВ И.А., д.т.н., професор
ПАНФИЛОВ А.И.*, аспирант
ПЕРЕМИТЬКО В.В.*, д.т.н., доцент

Институт электросварки им. Е.О.Патона НАН Украины
*Днепродзержинский государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМА НАПЛАВКИ НА ФОРМИРОВАНИЕ И ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ РАЗМЕРЫ ВАЛИКОВ, НАПЛАВЛЕННЫХ САМОЗАЩИТНОЙ ПОРОШКОВОЙ ПРОВОЛОКОЙ НА ПЛОСКИЕ И ЦИЛИНДРИЧЕСКИЕ ДЕТАЛИ

Введение. Наплавка самозащитными порошковыми проволоками характеризуется простотой выполнения, маневренностью, позволяет визуальнo контролировать процесс формирования наплавленного металла и при этом обеспечивает надежную защиту сварочной ванны даже в полевых и монтажных условиях. Однако основным недостатком данного способа является определенный, часто достаточно узкий, диапазон режимов наплавки, несоблюдение которого приводит к повышению разбрызгивания металла, плохому формированию наплавленных валиков, наличию в них пор и т.п. [1, 2].

При выборе оптимальных режимов наплавки самозащитными порошковыми проволоками особое внимание следует уделять величине напряжения дуги, так как при повышении напряжения и, соответственно, увеличении длины дуги ухудшается защита наплавленного металла от окружающей атмосферы, металл обогащается азотом, и в нем появляются поры. Дополнительные сложности возникают при выборе оптимальных режимов наплавки цилиндрических деталей из-за значительных затрат на проведение соответствующих экспериментов.

Постановка задачи. Задача данной работы заключается в сравнении результатов, полученных при наплавке плоских деталей, с результатами, полученными при наплавке цилиндрических деталей. Анализ полученных данных позволит установить зависимости влияния режимов дуговой наплавки самозащитными порошковыми проволоками на качество формирования и геометрические размеры наплавленных валиков, а также оценить возможность более широкого использования результатов, полученных при наплавке плоских деталей, для выбора оптимальных режимов при наплавке цилиндрических деталей различных диаметров.

Результаты работы. Для проведения исследований по наплавке плоских и цилиндрических деталей было изготовлено три опытных партии порошковых проволок ПП-Нп-25Х5ФМС для наплавки открытой дугой (система защиты $\text{CaO}+\text{TiO}_2+\text{MgO}+\text{CaF}_2+\text{Al}_2\text{O}_3$) диаметрами 1,8; 2,4 и 2,8 мм. Опытными порошковыми проволоками производили наплавку плоских (пластины из стали Ст3 толщиной 15 мм) и цилиндрических (трубы из стали Ст3 диаметром 125 мм с толщиной стенки 20 мм) образцов в широком диапазоне режимов наплавки по току и напряжению. Исследования проводили при постоянной скорости наплавки – 20 м/ч, так как в диапазоне 20..40 м/ч при прочих неизменных параметрах скорость наплавки практически не влияет на геометрические размеры наплавленных валиков [2, 3].

Експерименти по наплавке выполняли на установке У-653, записывая при этом осциллограммы тока и напряжения при помощи разработанной компьютерной информационно-измерительной системы [4]. В дальнейшем при анализе записанных осциллограмм были получены данные о характере переноса электродного металла и стабильности процесса в целом. Также в процессе экспериментов производили экспертную оценку качества формирования наплавленных валиков, наличие пор и других дефектов.

Для определения влияния электрических параметров дуговой наплавки порошковой проволокой на геометрические параметры валиков (ширина и высота валика, глубина проплавления, доля основного металла в наплавленном) наплавленные плоские и цилиндрические детали разрезались поперек валиков на отдельные образцы, из которых изготавливались соответствующие макрошлифы.

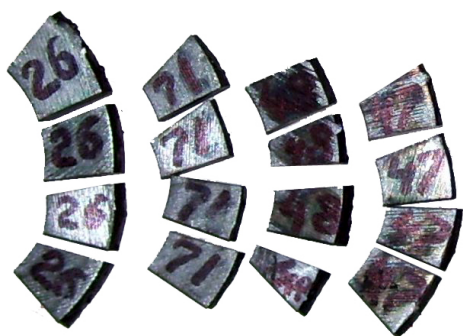


Рисунок 1 – Внешний вид образцов, вырезанных из наплавленных цилиндрических заготовок

Замеры геометрических параметров валиков на макрошлифах для плоских деталей выполнялись при помощи инструментального микроскопа БМИ-1 при 75-ти кратном увеличении. Однако в случае цилиндрических деталей выполнить замеры по такой же схеме было невозможно, так как в плане они имели скошенную форму (рис.1), и при установке такого образца на горизонтальный стол появлялась существенная погрешность при измерении, которая определяется углом наклона поверхности шлифа к горизонтали.

Определять угол наклона и изготавливать индивидуальные компенсирующие подкладки или вычислять соответствующие корректирующие коэффициенты под каждый из более 100 образцов было признано нерациональным, поэтому необходимо было разработать соответствующую методику измерений, легко адаптируемую к образцам любой конфигурации.

Была предложена методика определения геометрических параметров наплавленных валиков, основанная на методе простой пропорции. Вначале каждый макрошлиф фотографировали с размещенным в одном кадре с ним эталоном известной длины. Далее полученные снимки импортировали в программу для проектирования и черчения AutoCAD, в которой при помощи инструмента «Отрезок» проводили соответствующие отрезки, определяющие длину эталона (x), ширину (e) и выпуклость (g) валика, а также глубину проплавления (h) (рис.2).

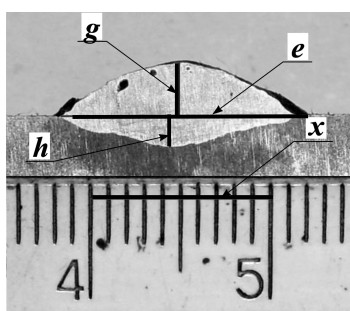


Рисунок 2 – Пример определения геометрических размеров валика по фотографии макрошлифа с размещенным в одном кадре эталоном

Далее из меню «Свойства» записывали длину каждого из отрезков, а затем, исходя из известного размера эталона, методом простой пропорции высчитывали геометрические размеры валиков. При этом погрешность измерений для полученных снимков с высоким разрешением (300 dpi) не превышает 1px или 0,09 мм.

Величину доли основного металла в наплавленном (g_0) определяли при помощи инструмента «Сплайн», поочередно обводя контуры наплавленного и проплавленного металла, а затем из меню «Свойства» запи-

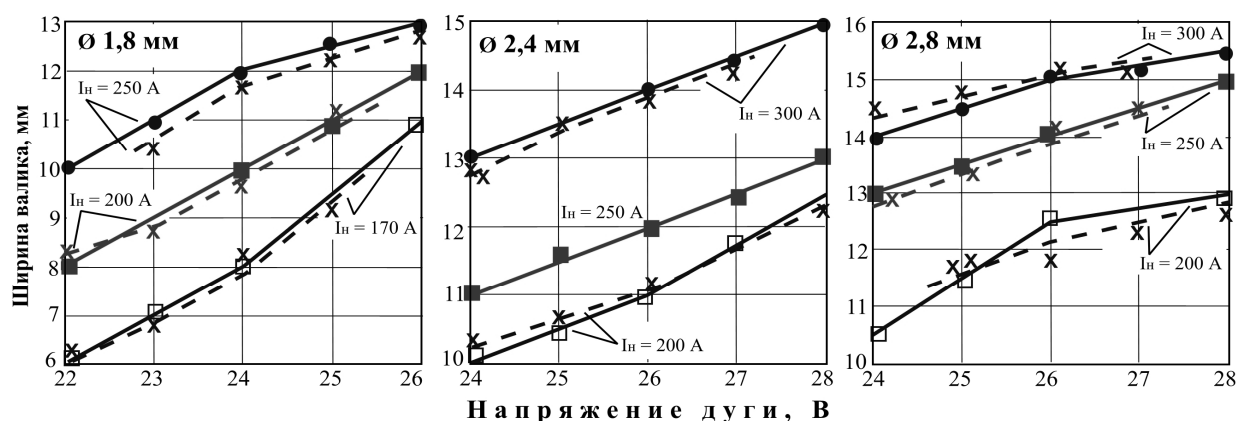
сывали площадь, занимаемую полученными фигурами. Далее подставляли полученные значения в известное выражение [3]:

$$g_o = \frac{F_o}{F_o + F_H} \cdot 100\%, \quad (1)$$

где F_o – площадь сечения расплавленного основного металла, F_H – площадь сечения наплавленного металла.

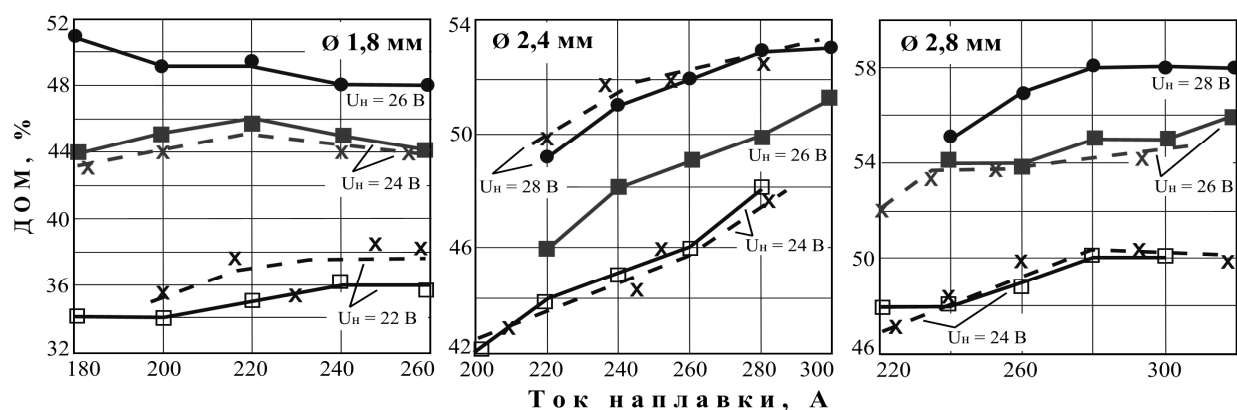
Учитывая большое количество измерений, так как для каждого валика рассчитывалось среднее значение соответствующего геометрического параметра по шести-восемью макрошлифам, был разработан алгоритм расчета указанных величин средствами компьютерной программы MathCAD.

Все полученные данные заносили в общую таблицу. По этим значениям строили зависимости влияния геометрических размеров наплавленных валиков от режимов наплавки, которые затем анализировали. Т. К. целью экспериментов было сравнение результатов, полученных при наплавке плоских и цилиндрических деталей, соответствующие зависимости были построены на одной координатной плоскости (рис.3-5).



сплошные линии – плоских деталей; штриховые – цилиндрических деталей

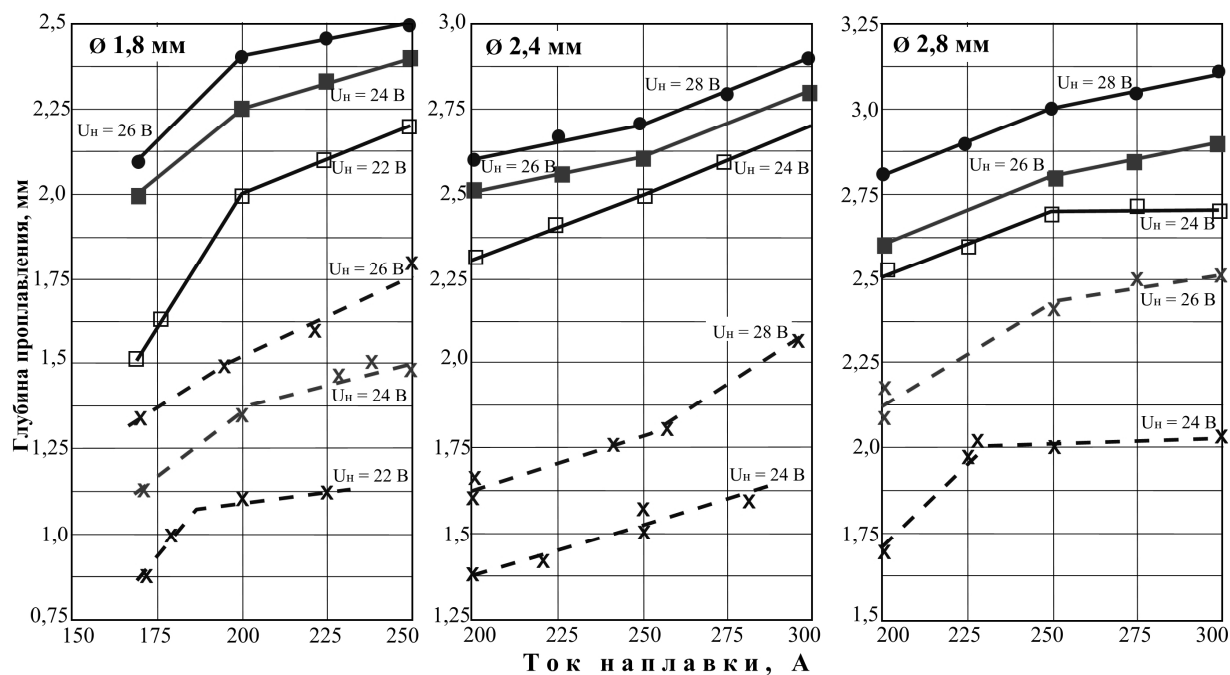
Рисунок 3 – Влияние параметров режима на ширину валика при наплавке



сплошные линии – плоских деталей; штриховые – цилиндрических деталей

Рисунок 4 – Влияние параметров режима на долю основного металла (ДОМ) при наплавке

Напряжение дуги мало влияет на глубину проплавления, но оказывает существенное влияние на ширину и качество наплавленных валиков и, в первую очередь, на вид поверхности наплавленного металла. При слишком малом напряжении получается



сплошные линии – плоских деталей; штриховые – цилиндрических деталей

Рисунок 5 – Влияние параметров режима на глубину проплавления при наплавке

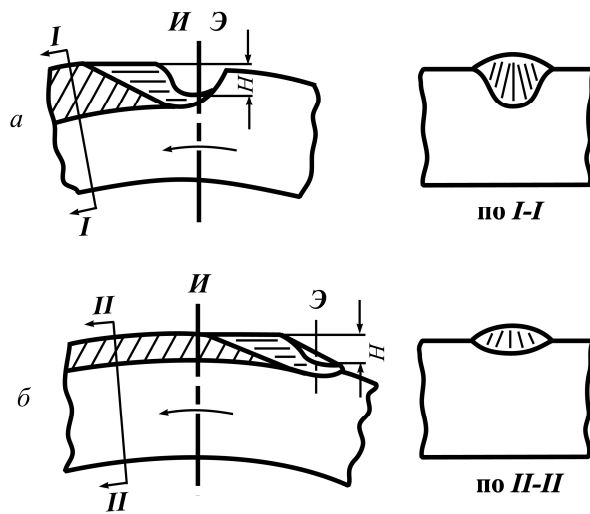
узкий и высокий наплавленный валик. Повышение напряжения увеличивает ширину и уменьшает высоту валика, так как возрастает длина дуги, что приводит к повышению потерь на угар, разбрызгивание и т.п. При слишком большом напряжении формирование валика ухудшается, он получается очень широким. Повышение тока приводит к резкому увеличению глубины проплавления и образованию высоких, узких валиков. Это связано с более интенсивным вытеснением жидкого металла из-под электрода вследствие увеличения давления дуги и ростом погонной энергии.

Влияние параметров дуговой наплавки на долю основного металла характеризуется сложной зависимостью (рис.4). В общем случае, увеличение этих параметров приводит к увеличению доли основного металла, однако следует отметить наличие таких диапазонов наплавки, для которых при увеличении тока величина доли основного металла остается практически неизменной или уменьшается. Это объясняется соотношением величин тока и напряжения, от которых зависит тепловая мощность дуги и, соответственно, скорость роста площади наплавки и площади расплавленного основного металла, определяющих долю основного металла (1).

Как видно из рис.3 и 4, при наплавке и плоских и цилиндрических деталей на одинаковых режимах наблюдаются практически идентичные зависимости по влиянию режимов наплавки на ширину валика и долю основного металла. Погрешность, наблюдаемая на рисунках, находится в пределах 3...5 %, что не превышает статистической ошибки и объясняется сложением соответствующих погрешностей при измерении электрических параметров наплавки, порезке образцов на отдельные шлифы, вычислении средних значений по этим шлифам и недостаточной стабильностью используемого в работе источника питания ВДУ-506.

Следует отметить более низкую величину проплавления основного металла в случае наплавки цилиндрических деталей (рис.5). Это связано с тем, что большее значение для формирования слоя, наплавленного на цилиндрическую деталь, имеет правильный выбор смещения с зенита, т.е. расстояния от зенита наплавливаемой поверхности до оси электрода (рис.6). Форма сечения наплавленного валика будет определяться тем, как уравниваются давление дуги и гидростатическое давление жидкой ванны.

Если наплавляемый участок поверхности наклонен в ту же сторону, куда перемещается дуга, уровень жидкого металла в кратере повышается, и расплавленный металл как бы вытесняет дугу. Это приводит к уменьшению глубины проплавления и валик приобретает наиболее благоприятную форму (рис.6, б).



Э – ось электрода, И – зенит;
а – ось электрода совпадает с зенитом,
б – ось электрода смещена с зенита против
направления вращения

Рисунок 6 – Влияние смещения с зенита на глубину проплавления и форму сечения наплавленного валика [3]

Выводы. На проплавление и долю основного металла в наплавленном наибольшее влияние оказывает величина тока наплавки, а на стабильность процесса наплавки, качество формирования наплавленного металла и наличие в нем дефектов – напряжение дуги.

В ходе сравнительных исследований по наплавке открытой дугой плоских и цилиндрических деталей установлено, что в обоих случаях наблюдаются практически идентичные зависимости по влиянию режимов наплавки на ширину валика и долю основного металла. Меньшая глубина проплавления при наплавке цилиндрических деталей по сравнению с наплавкой плоских деталей на одинаковых режимах объясняется влиянием смещения с зенита оси электрода. Установленные зависимости позволяют использовать результаты по наплавке плоских образцов при под-

боре оптимальных режимов наплавки цилиндрических деталей.

Определены оптимальные диапазоны режимов для наплавки самозащитными порошковыми проволоками диаметрами 1,8; 2,4 и 2,8 мм, обеспечивающие получение качественного наплавленного металла типа 25Х5ФМС с минимальным проплавлением основного металла.

ЛИТЕРАТУРА

1. Исследования и разработки ИЭС им. Е.О.Патона в области электродуговой сварки и наплавки порошковой проволокой (Обзор) / [И.К.Походня, В.Н.Шлепаков, С.Ю.Максимов, И.А.Рябцев] // Автоматическая сварка. – 2010. – № 12. – С.34-42.
2. Рябцев И.А. Теория и практика наплавочных работ / И.А.Рябцев, И.К.Сенченков. – Киев: Екотехнологія, 2013. – 400с.
3. Фрумин И.И. Автоматическая электродуговая наплавка / И.И.Фрумин. – Харьков: Metallurgizdat, 1961. – 421с.
4. Компьютерная информационно-измерительная система для исследования процессов дуговой наплавки / [И.А.Рябцев, Ю.Н.Ланкин, В.Г.Соловьев и др.] // Автоматическая сварка. – 2015. – № 9. – С.34-37.

Поступила в редколлегию 10.10.2016.