

## РАЗДЕЛ «МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ»

УДК 669.184.24

СИГАРЁВ Е.Н., к.т.н., доцент  
ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., д.т.н., профессор  
МАСТЕРОВЕНКО Е.Л., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

### ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАФИНИРОВАНИЯ КОНВЕРТЕРНОЙ ВАННЫ ПРИ ПЕРЕДЕЛЕ НИЗКОМАНГАНЦОВИСТОГО ЧУГУНА С ЖИДКОФАЗНЫМ ВОССТАНОВЛЕНИЕМ ДОБАВОК МАРГАНЕЦСОДЕРЖАЩЕГО СЫРЬЯ

*Розроблено фізико-хімічну модель рафінування конвертерної ванни при вдуванні порошкоподібних сумішей марганцеворудних, вуглецевмісних та шлакоутворюючих матеріалів.*

*Разработана физико-химическая модель рафинирования конвертерной ванны при вдувании порошкообразных смесей марганцеворудных, углеродсодержащих и шлакообразующих материалов.*

*The physical and chemical model of refined basic oxygen converter bath with the injection of powder mixture of ore, containing Mn, carbon containing and slag-forming materials has been worked out in the desertion.*

**Введение.** Как известно [1], в последние годы получает повсеместное внедрение малошлаковый кислородно-конвертерный передел предварительно рафинированного чугуна с присадкой по ходу продувки кускового марганецсодержащего сырья. При этом обеспечивается повышение содержания марганца в металле перед выпуском из конвертера благодаря развитию жидкофазного восстановления оксидов марганца растворенным в расплаве углеродом, а также углеродом добавок кокса или энергетического угля. Перспективным направлением повышения концентрации марганца в конвертерном металлическом полупродукте по окончании кислородной продувки может быть вдувание порошкообразных марганцевой руды или концентрата в чистом виде или в смеси с различными шлакообразующими и углеродсодержащими материалами [2]. Поэтому для увеличения доли перерабатываемого в конвертере марганецсодержащего сырья с обеспечением надлежащих технико-экономических показателей важно проведение теоретических и экспериментальных исследований технологии продувки конвертерной ванны с жидкофазным восстановлением оксидов марганца.

**Постановка задачи.** Кислородно-конвертерная ванна, особенно при верхней продувке, является неоднородной системой [3] с изменяющимися в процессе плавки гетерогенностью металла и шлака, а также химическим составом и температурой последних. Более того, в пределах металлической и шлаковой фаз можно выделить зоны с резко отличающимися специфическими температурными и гидродинамическими условиями.

Эффективными направлениями обеспечения повышенной концентрации марганца в конечном металлическом полупродукте при переделе в конвертере низкоманганцовистого чугуна с вводом добавок порошкообразного и кускового марганец- и углеродсодержащего сырья могут быть:

– реализация протекания реакций жидкофазного восстановления оксида марганца растворенным углеродом расплава и твердым углеродом в пределах высокотемпературной реакционной зоны воздействия кислородного дутья на конвертерную ванну в период интенсивного обезуглероживания расплава;

– интенсификация реакций жидкофазного восстановления оксида марганца шлаковой фазы в пределах вспененной шлакометаллической эмульсии твердым углеродом и углеродом корольков металла;

– снижение интенсивности или подавление повторного окисления марганца в реакционной зоне взаимодействия кислородных струй с ванной на окончательном этапе продувки, когда содержание углерода меньше 0,12 %.

Несомненно, что наибольший эффект в обеспечении повышенного содержания марганца в конечном металлическом полупродукте может быть получен при переделе низкомарганцовистого чугуна в конвертерах комбинированного дутья с продувкой сверху кислородными струями, вводом порошкообразных марганец- и углеродсодержащих сырьевых материалов и дожиганием отходящих газов, при подаче через днище нейтральных перемешивающих газов.

В случае вдувания в конвертер через верхнюю фурму порошкообразного марганецсодержащего сырья, в том числе в составе смесей с углеродсодержащими и флюсующими материалами, процессы непосредственного восстановления марганца из его оксидов с точки зрения механизма сводятся к взаимодействию фаз, находящихся, как правило, в трех агрегатных состояниях – твердом (марганецсодержащая шихта, углеродсодержащее топливо, флюсующие), жидком (металлический и шлаковый расплавы) и газообразном.

В рабочем пространстве конвертера можно выделить четыре основные зоны, где протекает восстановление марганецсодержащего сырья, вдуваемого через кислородные фурмы, обеспечивающие также частичное дожигание отходящих газов в полости агрегата (рис.1). В пределах рассматриваемых реакционных зон получают развитие реакции, приведенные на рис.2.

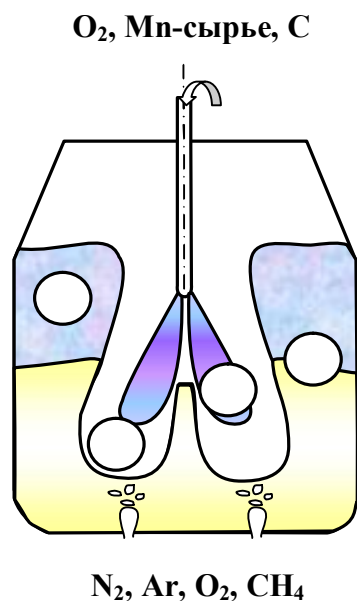
При низкой интенсивности подачи кислородного дутья перераспределение последнего идет в сторону расходования на окисление примесей, обладающих более высоким сродством к кислороду, чем железо в данном температурном интервале 1900-2000°C, характерном для первичной реакционной зоны 1 в случае вдувания кислородно-порошковых струй. Присадка в шлак в ходе продувки конвертерной ванны кусковых марганцеворудных и углеродсодержащих материалов способствует дополнительному развитию реакций жидкофазного восстановления оксидов марганца и железа твердым углеродом.

Если учесть, что отечественное марганцеворудное сырье имеет повышенное содержание фосфора (0,18-0,24 %), то немаловажной проблемой является обеспечение заданной концентрации фосфора в конвертерном металлическом полупродукте. Имеющиеся экспериментальные данные дают основания в пользу положительного решения этой проблемы.

Известно, что для интенсификации реакции дефосфорации необходимо способствовать раннему образованию  $[\text{CaO}\cdot\text{Fe}(\text{Mn}_x)\text{O}]_ж$  с высокой концентрацией  $\text{Fe}_x\text{O}$ , что достигается на практике предварительным обескремниванием чугуна до 0,15 % Si перед кислородно-конвертерной плавкой. Следует ожидать, что повышение концентрации оксидов марганца  $(\text{Mn})_x\text{O}$  в пределах реакционной зоны воздействия кислородных струй на конвертерную ванну посредством вдувания порошкообразной смеси марганецсодержащего сырья (богатой марганцевой руды или концентрата) и извести приведет к изменению состава  $[\text{CaO}\cdot\text{Fe}(\text{Mn}_x)\text{O}]$  в сторону увеличения концентрации  $\text{Mn}_x\text{O}$ , а следовательно к повышению эффективности дефосфорации расплава со связыванием  $\text{P}_2\text{O}_5$  в высокопрочные соединения  $3\text{CaO}\cdot\text{P}_2\text{O}_5$  и  $4\text{CaO}\cdot\text{P}_2\text{O}_5$ .

Повышенное содержание оксидов марганца в шлаковой фазе при продувке низкомарганцовистого чугуна способствует предотвращению “сворачивания” шлака в период интенсивного обезуглероживания ванны, и как следствие, к снижению интенсив-

ности заметалливания технологического оборудования и повышенной эффективности дефосфорации корольков металла, поступивших в шлак из реакционной зоны действия кислородного дутья на конвертерную ванну.



Обозначения зон приведены на рис.2

Рисунок 1 – Схема реакционных зон в конвертерной ванне при вдувании порошкообразного марганецсодержащего сырья

Интенсификация тепло- и массообменных процессов между металлом и шлаком посредством донной подачи топливно-кислородных струй или струй нейтрального перемешивающего газа (рис.1) под основания вторичных реакционных зон, сформированных верхними кислородно-порошковыми струями, будет способствовать ускорению восстановления монооксида марганца в зонах 3 и 4, коалесценции рафинированных по вредным примесям и обогащенных восстановленным марганцем корольков металла с возвратом последних в основной металлический расплав.

В сырьевых условиях металлургической отрасли Украины, когда переделный низкомарганцовистый чугун имеет повышенное содержание кремния (0,6-1,2 %), желательна с целью обеспечения малотеплотной технологии продувки конвертерной ванны с более эффективным жидкофазным восстановлением добавок марганецсодержащего сырья реализовать:

- предварительное обескремнивание или одновременную десульфурацию чугуна в заливочном ковше до оптимальных концентраций кремния 0,2-0,3 % и серы ниже 0,010 % без снижения температуры чугуна за время обработки;
- предварительную продувку необработанного чугуна в конвертере с промежуточным скачиванием низкоосновного первичного шлака после завершения удаления кремния.

С завершением окисления кремния и повышением температуры конвертерной ванны более 1400°C в период интенсивного окисления углерода, важно до “переходных” (0,9-1,2 % C), а предпочтительнее до критических (0,15-0,2 % C) концентраций углерода, создать наиболее благоприятные условия протекания реакций жидкофазного восстановления марганца в пределах вторичных реакционных зон воздействия кислородно-порошковых струй на конвертерную ванну (рис.1). Этому будет способствовать



предварительный подогрев порошкообразных материалов на пути движения кислородно-порошковых струй к расплавленной ванне, что реализуется при подаче через специальную верхнюю фурму порошкообразных материалов в кольцевой оболочке кислорода. В результате возрастет температура в пределах реакционной зоны воздействия кислородно-порошковых струй на расплав, ускорится переход марганецсодержащего сырья из твердого в жидкое состояние и протекание окислительно-восстановительных процессов с надлежащим офлюсованием SiO<sub>2</sub> и P<sub>2</sub>O<sub>5</sub>. С точки зрения повышения эффективности жидкофазного восстановления оксидов марганца будет целесообразно провести термодинамическую оценку развития перераспределения вдуваемого кислорода и высвобождаемого из марганцеворудного сырья кислорода на реакции с углеродом, марганцем и железом в температурном интервале 1800-2500°C, достигаемом в пределах первичной и вторичной реакционных зон воздействия кислородного и кислородно-порошкового дутья на металлический расплав.

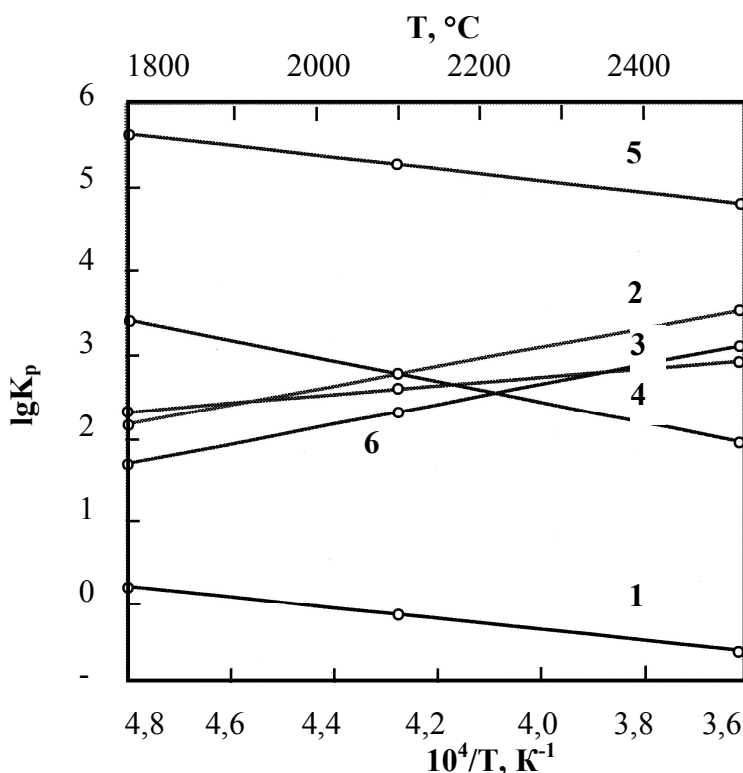
**Результаты работы.** Выполненные расчеты зависимости констант равновесия реакций (рис.2) от температуры на основе известных данных (табл.1) с учетом экстраполяции на область температур реакционной зоны представлены на рис.3.

Таблица 1 – Температурная функция константы равновесия реакций [3]

№	Реакция	Константа равновесия
1	[Mn]+(FeO) = (MnO) +[Fe]	$\lg K_1 = \lg \left( \frac{a_{MnO}}{a_{Mn} \cdot a_{FeO}} \right) = \frac{6440}{T} - 2,95$
2	(MnO) +[C] = [Mn] +{CO}	$\lg K_2 = \lg \left( \frac{p_{CO} \cdot a_{Mn}}{a_C \cdot a_{MnO}} \right) = -\frac{11600}{T} + 7,68$
3	(FeO) + [C] = [Fe] + {CO}	$\lg K_3 = \lg \left( \frac{p_{CO}}{a_C \cdot a_{FeO}} \right) = -\frac{5160}{T} + 4,74$
4	[Fe] + ½ {O <sub>2</sub> } = (FeO)	$\lg K_4 = \lg \left( \frac{a_{FeO}}{p_{O_2}^{1/2}} \right) = \frac{12439}{T} - 2,584$
5	[C] + ½ {O <sub>2</sub> } = {CO}	$\lg K_5 = \lg \left( \frac{p_{CO}}{a_C \cdot p_{O_2}^{1/2}} \right) = \frac{7280}{T} + 2,15$
6	(MnO) + C <sub>r</sub> = [Mn] + {CO}	$\lg K_6 = \lg \left( \frac{a_{Mn} \cdot p_{CO}}{a_{MnO}} \right) = -\frac{12064}{T} + 7,42$

С повышением температуры в реакционной зоне более 1900°C усиливается тенденция к интенсификации восстановления монооксида марганца. В то же время вдуваемый кислород в большей степени будет расходоваться на взаимодействие с углеродом по сравнению с железом. Поэтому для снижения интенсивности повторного окисления марганца на окончательном этапе продувки необходимо компенсировать снижение массопотока углерода в реакционную зону взаимодействия кислородного дутья с конвертерной ванной путем вдувания порошкообразного углеродсодержащего материала. В целом отмеченные выше особенности организации технологии продувки конвертерной ванны с жидкофазным восстановлением добавок порошкообразного марганца

нецсодержащего сырья указывают на возможность получения повышенной концентрации марганца в конечном металлическом полупродукте в сравнении с распространенным способом ввода кусковых марганцеворудных и углеродсодержащих материалов. Еще большего успеха в этом направлении можно добиться, когда при строго ориентированной работе кислородно-конвертерного цеха на выплавку средне- и высокоуглеродистых марок сталей с повышенным содержанием марганца будет ликвидирован “передув” конвертерной плавки ниже 0,15% С, а обеспечение надлежащей температуры и состава стали будет обеспечено путем внепечной обработки на установках печь-ковш.



Цифры у линий – номера реакций согласно (табл.1)

Рисунок 3 – Зависимость констант равновесия реакций от температуры

**Выводы.** Разработана физико-химическая модель рафинирования конвертерной ванны с отражением протекающих в различных реакционных зонах окислительно-восстановительных процессов при вдувании смесей марганцеворудных, шлакообразующих и углеродсодержащих материалов.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Лякишев Н.П., Шалимов А.Г. Сравнительная характеристика состояния кислородно-конвертерного производства стали в России и за рубежом. – М.: Элиз. – 2000. – 64с.
2. Хирага Ю., Накаси́ма Е. Влияние условий вдувания марганцевой руды на процесс ее восстановления // Дзайрё то пуросэсу. – 1994. Т. 7. – № 4. – С.1087.
3. Охотский В.Б. Физико-химическая механика сталеплавильных процессов. – М.: Металлургия, 1993. – 150с.

Днепродзержинский государственный технический университет

## ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОГО СОСТАВА ДОМЕННОГО ШЛАКА

*Виконано порівняльний аналіз сучасного шлакового режиму доменних печей заводів України. Характерною особливістю роботи доменних печей в останні роки є неритмічна поставка залізорудної сировини і палива і, як наслідок, нестабільність шлакового режиму. Запропоновані шляхи поліпшення шлакового режиму доменних печей за рахунок оптимального сполучення вмісту магнезії, глинозему і відношення CaO до SiO<sub>2</sub>, а також (CaO + MgO) до SiO<sub>2</sub>.*

*Выполнен сравнительный анализ современного шлакового режима доменных печей заводов Украины. Характерной особенностью работы доменных печей в последние годы является неритмичная поставка железорудного сырья и топлива и, как следствие, нестабильность шлакового режима. Предложены пути улучшения шлакового режима доменных печей за счет оптимального сочетания содержания магнезии, глинозема и отношения CaO к SiO<sub>2</sub>, а также (CaO + MgO) к SiO<sub>2</sub>.*

*The comparative analysis of the blast furnaces modern slag regime in the Ukrainian factories has been executed. During the last years the prominent feature of blast furnaces work is the spasmodic delivery of iron containing raw material and fuel and, as consequence, instability of the slag regime. Ways of improvement of the blast furnaces slag regime are offered due to the optimum combination of contents of magnesia, alumina and the relation of CaO to SiO<sub>2</sub>, as well as (CaO + MgO) to SiO<sub>2</sub>.*

**Введение.** Одним из необходимых условий выплавки качественного чугуна является рационально подобранный состав шлака. В последние годы произошли изменения технологии доменной плавки на заводах Украины. Изменения условий работы печей сказались на составе и свойствах доменных шлаков.

Характерной особенностью работы доменных печей в настоящее время является неритмичная поставка железорудного сырья и топлива. Кроме того, агломерат, окатыши и, особенно, кокс поступают от различных поставщиков и отличаются как по своему качеству, так и по постоянству их свойств, гранулометрическому и химическому составу.

Качество кокса не обеспечивает нормальное состояние горна, что приводит к частому прогару фурм и требует постоянных промывок. Поэтому вопрос о выборе оптимального состава доменного шлака в конкретных сырьевых условиях приобретает особое значение ввиду постоянно возрастающих требований к качеству металла.

**Постановка задачи.** Повышение качества металла во многом связано с оптимально подобранным составом шлака. Целью настоящего исследования является сравнение шлаковых режимов доменных печей металлургических предприятий Украины, работающих в современных условиях плавки. Кроме того, на основании экспериментального исследования обессеривающие способности шлаков в широком диапазоне изменения их составов определено оптимальное сочетание содержания магнезии, глинозема и основности CaO/SiO<sub>2</sub>, а также (CaO+MgO)/SiO<sub>2</sub>.

**Результаты работы.** Составы конечных шлаков и передельных чугунов, выплавляемых на предприятиях Украины, приведены в табл.1.





Как видно из приведенных данных, содержание глинозема в шлаках доменных печей колеблется в пределах 5,0-8,8%. Относительно низкое содержание  $Al_2O_3$  в шлаках обусловлено составом пустой породы криворожских руд, которая содержит 15-20%  $SiO_2$  и только около 1%  $Al_2O_3$ . Концентрация магнезии в конечных шлаках сравниваемых доменных печей изменяется от 2,49 до 7,0 %.

Самое низкое содержание магнезии (2,49-4,17%) наблюдается в шлаках доменных печей завода им.Петровского и комбината «Запорожсталь». Необходимо отметить общую тенденцию снижения содержания магнезии в шлаках всех анализируемых комбинатов. Так, содержание магнезии в шлаках печей ОАО ДМКД за последние годы уменьшилось в среднем на 2,0% (по отдельным печам от 7,7 до 5,5%).

Что касается основности шлака, то самую высокую основность  $CaO/SiO_2 - 1,24$  имеют шлаки комбината «Запорожсталь», с относительно низкой основностью – 1,18 работают печи комбината «Азовсталь», при этом их суммарная основность ( $CaO+MgO/SiO_2$ ) самая высокая – 1,38.

Рассматривая величину коэффициента распределения серы ( $L_s$ ) по металлургическим предприятиям, можно заключить, что самое высокое его значение (94) присуще шлакам комбината «Азовсталь», на остальных предприятиях – 36...71.

Анализ составов шлаков доменных печей металлургических комбинатов, работающих в сырьевых условиях Украины, показывает, что они несколько отличаются. Это вполне объяснимо, так как состав и выход шлаков при выплавке даже одного и того же вида чугуна иногда сильно разнится, что обусловлено химическим составом пустой породы железных руд, золы кокса, содержанием серы в шихте, ходом процесса восстановления, тепловым состоянием и другими факторами.

Выбор состава шлака, обладающего заданными свойствами, затруднен отсутствием возможности свободного изменения состава сырья.

О влиянии основных компонентов шлака ( $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$ ,  $CaO$ ,  $MgO$ ) на его вязкость и температуру плавления имеются многочисленные литературные данные [1-7].

Повышение содержания глинозема вызывает понижение вязкости, но до некоторого предела, за которым вязкость возрастает.

Увеличение содержания извести в шлаке повышает его плавкость и несколько снижает вязкость в области высоких температур.

Магнезия до определенного предела является разжижающим компонентом. Предел, при котором магнезия повышает вязкость шлаков, зависит от основности, содержания глинозема и других компонентов.

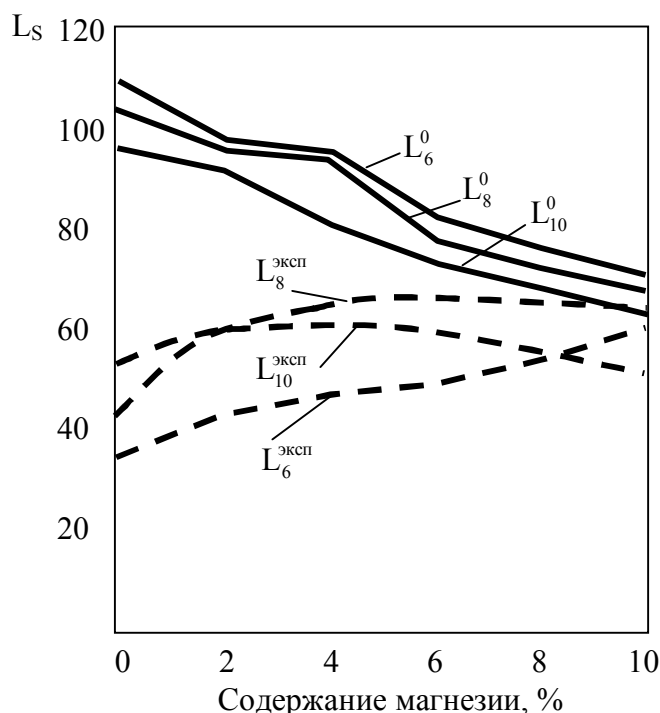
Шлак оптимального состава, кроме благоприятного сочетания физических свойств, должен обладать хорошими химическими свойствами – иметь высокую обессеривающую способность. Для оценки серопоглотительной способности шлака используют обычно константу распределения серы  $L_s$ , которую выражают отношением весовых концентраций серы в шлаке к металлу:  $L_s = (S)/[S]$ .

Наибольшего внимания заслуживают работы В.Г.Воскобойникова [6], всесторонне изучившего серопоглотительную способность доменных шлаков. На основании экспериментальных данных о влиянии температуры, основности шлака и содержания в нем  $Al_2O_3$  на коэффициент распределения серы В.Г.Воскобойников предложил формулы для определения  $L_s$ , получившие впоследствии широкое распространение в практике. Однако оценить влияние магнезии на коэффициент распределения серы между чугуном и шлаком по данным В.Г.Воскобойникова не представляется возможным, так как изучаемые им шлаки содержали постоянное количество  $MgO$ , равное 4,5%.

Исследуя влияние замены извести магнезией на обессеривающую способность шлаков, И.С.Куликов и др. установили, что 1%  $CaO$  приблизительно эквивалентен 2%  $MgO$  [7].

Данные исследования В.И.Логинова не подтверждают предположение многих исследователей о том, что  $MgO$  всегда ухудшает обессеривающую способность шлака. По его данным [5] замена небольших количеств извести в 3-х компонентной системе эквивалентным весовым количеством магнезии не ухудшает их обессеривающей способности, а даже несколько улучшает ее.

Результаты наших исследований влияния основных компонентов шлака ( $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$ ,  $CaO$ ,  $MgO$ ) на его вязкость и обессеривающую способность показали (рис.1), что в малоглиноземистых шлаках (6%  $Al_2O_3$ ) оксид магния оказывает наиболее благоприятное влияние на кислые шлаки с основностью  $CaO:SiO_2 = 1,10-1,15$ . С повышением концентрации  $MgO$  улучшается как физические свойства шлакового расплава, так и его химическая активность.



Цифры у кривых – коэффициент распределения серы между шлаком и чугуном при 6, 8, 10%  $Al_2O_3$ , и постоянной суммарной основности  $CaO+MgO/SiO_2 = 1,40$

Рисунок 1 - Сравнительное влияние  $MgO$  и  $Al_2O_3$  на коэффициент распределения серы между шлаком и чугуном  $L_s^{экс}$  и  $L_s^0$ , рассчитанный по формуле И.С.Куликова [7]

В основных шлаках ( $CaO:SiO_2 = 1,20-1,30$ ) улучшение физических свойств и рост значений  $L_s$  происходит до определенного предела, величина которого тем меньше, чем больше основность шлака. По мере повышения оксида магния в шлаке необходимо уменьшить его основность по  $CaO:SiO_2$ .

Увеличение содержания глинозема от 6,0 до 8,0% повышает подвижность шлаков и способствует значительному повышению степени использования серопоглотительного потенциала основных шлаков. Переход на работу со шлаками, содержащими

8,0%  $Al_2O_3$  и 6%  $MgO$  при основности  $CaO:SiO_2$  не более 1,20 будет способствовать выплавке малосернистых чугунов. Практика работы доменных печей комбината «Азовсталь» на шлаках с относительно низкой основностью  $CaO:SiO_2$  – 1,18, но относительно высокой суммарной  $(CaO+MgO)/SiO_2$  – 1,38 позволяет выплавлять чугун с низким содержанием серы (0,021%) и иметь самый высокий коэффициент распределения серы  $L_s$  – 94, что подтверждает результаты наших исследований.

В высокоосновных шлаках ( $CaO:SiO_2$  больше 1,30) при увеличении содержания  $Al_2O_3$  свыше 8,5-9,0% наблюдается некоторое ухудшение химических свойств шлаков.

**Выводы.** Шлаковые режимы доменных печей металлургических предприятий Украины отличаются как по составу шлака, так и по качеству выплавляемого чугуна. Доменные печи комбината «Азовсталь» работают на шлаках оптимального состава: пониженной по сравнению с другими заводами основностью шлака  $CaO:SiO_2$  – 1,18 и самой высокой суммарной основностью  $(CaO+MgO)/SiO_2$  – 1,38, что обеспечивает выплавку качественного чугуна.

Результаты экспериментальных исследований свойств шлака показали, что влияние магнезии на свойства шлаков неоднозначно и зависит от основности шлака и концентрации глинозема. В кислых шлаках повышение магнезии с увеличением содержания  $Al_2O_3$  оказывает положительное влияние на их свойства. Причем, чем больше содержание глинозема, тем больше необходимо увеличивать концентрацию магнезии. Если в шлаках с содержанием  $Al_2O_3$  до 8,0% оптимальные физические свойства шлака достигаются при содержании  $MgO$  на уровне 6,0%, то при повышении содержания  $Al_2O_3$  более 9,0% для сохранения оптимального шлакового режима необходимо увеличивать  $MgO$  до 7,0%. В основных шлаках ( $CaO:SiO_2$  – 1,23-1,25) увеличение содержания  $MgO$  более 5,5% нецелесообразно, так как это приводит к ухудшению свойств шлака, а при повышении  $Al_2O_3$  до 10,0% необходимо уже снижать содержание магнезии до 4,5%. В шлаках, основность которых выше 1,3, содержание  $MgO$  в пределах 4,5-5,0% является оптимальным.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Восстановление и шлакообразование в доменном процессе / Л.И.Цылев. – М.: Наука. – 1970. – 157с.
2. Формирование и свойства доменных шлаков / Н.Л. Жило. – М.: Металлургия. – 1974. – 118с.
3. Изучение физических свойств шлаков системы  $CaO-MgO-SiO_2 - 5\% Al_2O_3$  с добавками 2% S, 1%  $MnO$ , 1%  $FeO$  и 0,5%  $K_2O$  / С.В.Нестеренко, В.М.Хоменко // Металлы. – 1982. – № 5. – С.48-52.
4. Оптимизация состава доменной шихты с использованием физико-химического моделирования с целью экономии кокса / Д.Н.Тогобицкая, А.Ф.Хамхотько // Сб. научн. тр. «Экономия кокса в доменных печах». – М.: Металлургия. 1986. – С.66-70.
5. Шлаковый режим доменных печей / В.И.Логинов // Изв. Вузов. Черная металлургия, 1970. – № 4. – С.55-60.
6. Свойство жидких доменных шлаков / В.Г.Воскобойников, Н.Е.Дунаев, А.Г.Михалевич и др. М.: Металлургия, 1975. – 184с.
7. Куликов И.С. Десульфурация чугуна. – М.: Металлургиздат. – 1962. – 305с.

Днепродзержинский государственный технический университет

## ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА В ДОМЕННЫХ ПЕЧАХ

*Розрахунки з використанням методики Г.Г.Васюри показали, що доменна плавка з вдуванням пилоугільного палива (ПВП), приготованого з вугілля різних марок, поступається за результативністю плавці з подаванням в горн природного газу на дутті, що збагачено киснем. В той же час по витраті коксу і вартості палива, плавка із застосуванням вугілля є більш ефективною. За допомогою кореляційного аналізу і з використанням масиву даних японської практики встановлено, що залежність між витратою ПВП і частковими перепадами тиску в стовпі шихти носить складніший характер, ніж вважалося раніше. Це обумовлено змінами в утворенні фурменних вогнищ і зони когезії під впливом горіння і міграції вугільного пилу.*

*Расчеты с использованием методики Г.Г.Васюры показали, что доменная плавка с вдуванием пылеугольного топлива (ПУТ), приготовленного из углей различных марок, уступает по результативности плавке с подачей в горн природного газа на обогащенном кислородом дутье. В то же время по расходу кокса и стоимости топлива плавка с применением угля является более эффективной. С помощью корреляционного анализа и с использованием массива данных японской практики установлено, что зависимости между расходом ПУТ и частными перепадами давлений в столбе шихты носят более сложный характер, чем предполагалось ранее. Это обусловлено изменениями в образовании фурменных очагов и зоны когезии под воздействием горения и миграции угольной пыли.*

*Computations with the use of the G.G.Vasyuri method showed that the blast-furnace melting with insufflations of the dust-coal fuel (DCF) prepared from the coals of different brands yielded on effectiveness to melting with the serve in the furnace of natural gas on enriched by oxygen blowing. At the same time on the expense of coke and cost of fuel melting with the use of coal is more effective. By the correlation analysis and with the use of data array it is set to japanese practice, that dependences between the expense of DCF and private overfills of pressures in the post of charge carry more difficult character, than was offered before. It is conditioned by the changes in formation of furman's hearths and area of kogezi under act of burning and migration of coal dust.*

**Введение.** В обозримой перспективе вдувание пылеугольного топлива является безальтернативным вариантом развития доменной технологии, позволяющей экономить дорогие кокс и природный газ. Сегодня в мире с подачей 150-200 кг ПУТ/т чугуна работают 120 печей, в том числе все печи Японии [1].

К сожалению, в Украине, по существу являющейся пионером в освоении пылевдувания [2], с подачей ПУТ работает только ДП № 2 ЗАО «Донецксталь-МЗ» [3]. Тем не менее, в последние два года наметилась положительная тенденция в изменении технической политики производителей чугуна – ведется строительство установок вдувания ПУТ на Алчевском и Мариупольском металлургических комбинатах, планируется строительство установок на Енакиевском металлургическом заводе и Запорожстали.

В отличие от технологии доменной плавки с вдуванием природного газа пылевдувание является более сложной технологией, требующей решения комплекса вопросов, связанных с обеспечением ровной, экономической и производительной работы печи. Среди таких вопросов одним из важнейших и противоречивых является выбор вида вдуваемого угля.

Так в Голландии [4] предпочтение отдано углям с ультравысоким содержанием летучих, при использовании которых низкий коэффициент замены кокса этими углями с лихвой компенсируется низкой ценой ПУТ. Сообщается, что использование угля с содержанием летучих до 35÷40% обеспечивало коэффициент замены кокса углем в пределах 0,75÷0,85 кг/кг.

В Корее на заводе компании POSCO в Кваньяне [5] придерживаются обратной стратегии использования угля: от угля с высоким содержанием летучих перешли к использованию угля с высоким фиксированным содержанием углерода. Специалисты компании считают, что вследствие перехода зона взаимодействия с углем стала шире и вместо только зоны циркуляции кокса стала занимать все внутреннее пространство горна. Корейские технологи полагают также, что низкая горючесть ПУТ с низким содержанием летучих улучшает газопроницаемость в нижней части шахты за счет уменьшения объема газа в заплечиках. На заводе в Кваньяне в 2003 году использовали около 90% угля, в котором среднее фиксированное содержание углерода составило более 76%.

Оптимальным для условий Украины С.Л. Ярошевский [3] считает уголь марки «Т», содержащий до 12% золы и около 1,3% серы. С.Т. Плискановский с сотрудниками [6] предлагают использовать усредненную смесь близких по размолоспособности угольных концентратов (марки Т, Г, П), поскольку запасы тощих углей с достаточно высокими характеристиками ограничены. Углевхимический институт (УХИН г. Харьков) рекомендует более широкий спектр концентратов углей для пылеприготовления – марки Т, ДГ, ТС, Г, Д. К сожалению, аналитическая оценка воздействия указанных выше видов угля на доменный процесс отсутствует.

Одним из факторов, препятствующих увеличению расхода ПУТ, является повышение перепада давлений газа  $\Delta P$  в рабочем пространстве печи. На основании приблизительной оценки считают [7], что  $\Delta P$  растет пропорционально повышению расхода вдуваемого угля.

**Постановка задачи.** Целью настоящего исследования являлось выяснение технико-экономической эффективности ПУТ, приготовленного из рекомендованных к вдуванию марок углей, исходя из современных цен на кокс и дополнительное топливо. Кроме того, была поставлена задача количественно оценить зависимость частных перепадов давлений газа при работе печи с повышенным расходом ПУТ.

Для реализации целевой установки использовали расчетную методику Г.Г.Васюры [8] с небольшими изменениями, а также элементы из пакета прикладных программ STATISTICA.

Расход ПУТ на 1 м<sup>3</sup> дутья ( $n$ ) определяли из выражения:

$$n = \frac{13234 \cdot \omega - 13234 \cdot \omega \cdot \varphi + 6617,36 \cdot \varphi + Ct_D - 10836 \cdot \varphi - Ct_T \cdot \omega + Ct_T \cdot \omega \cdot \varphi - Ct_T \cdot \varphi - Ct_T}{Ct_T \cdot u_n + 12348 \cdot C_n - 9660 \cdot C_n},$$

где:  $\omega$ ,  $\varphi$  – содержание кислорода и влаги в дутье, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>;

$Ct_D$ ,  $Ct_T$  – теплосодержание дутья и фурменного газа при заданной теоретической температуре горения, кДж/м<sup>3</sup>;

$u_n$  – количество газов из летучих ПУТ в горне доменной печи, м<sup>3</sup>/кг угля;

$C_n$  – содержание нелетучего углерода в ПУТ, доли единицы.

Выплавку чугуна на 1 м<sup>3</sup> дутья ( $m$ ) рассчитывали следующим образом:  $m = \frac{q_{техн}}{\bar{q}}$ ,

где:  $q_{техн}$ ,  $\bar{q}$  – расход тепла на технологию, кДж/м<sup>3</sup> и технологически необходимый расход тепла в нижней ступени теплообмена, кДж/кг.

В свою очередь расход тепла на технологию был получен из выражения:

$$q_{техн} = u_{фГ} \cdot C t_T - (u_{фГ} + 2 \cdot O_d) \cdot C t_t - q_{СКФ},$$

где:  $u_{фГ}$  – выход фурменного газа, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup> дутья;

$q_{СКФ}$  – тепло горения углерода кокса на воздушных фурмах, кДж/кг;

$O_d$  – количество кислорода от прямого восстановления, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup> дутья.

Удельный расход кокса на 1 м<sup>3</sup> дутья ( $\kappa$ ) рассчитывали по формуле:

$$\kappa = \frac{C_{кф} + m \cdot (C_{\eta} + C_{d_{прим}} + C_{dFe})}{C_{\kappa} \cdot m},$$

где:  $C_{кф}$  – количество углерода кокса, газифицируемого на воздушных фурмах, кг/м<sup>3</sup>;

$C_{\eta}$  – расход углерода кокса на образование чугуна, кг/кг;

$C_{dFe}$  – расход углерода кокса на прямое восстановление железа, кг/кг;

$C_{d_{прим}}$  – расход углерода кокса на восстановление примесей, кг/кг;

$C_{\kappa}$  – содержание углерода в коксе, доли единицы.

При расчете  $C_{dFe}$  необходимо принять соответствующее значение степени прямого восстановления. Изменение степени прямого восстановления при вдувании ПУТ оценивали по разности между принятым исходным уровнем  $r_{d_0} = 0,52$  и отношением содержаний водорода и углерода во вдуваемом топливе.

Суточную производительность печи ( $\Pi$ ) определяли из отношения:

$$\Pi = \frac{F_p \cdot 100 \cdot 1440 \cdot 273 \cdot p}{V_d \cdot u_{фг} \cdot T_{горна} \cdot p_o},$$

где:  $F_p$  – площадь сечения распара, м<sup>2</sup>;

100 – рабочее значение напряженности сечения распара по фурменному газу при фактических значениях давления и температуры м<sup>3</sup>/(мин·м<sup>2</sup>);

1440 – число минут в сутках;

$p$  – давление горячего дутья, ати;

$p_o$  – нормальное давление, ат;

$V_d$  – расход дутья, м<sup>3</sup>/т;

$u_{фг}$  – выход фурменного газа, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>;

$T_{горна}$  – средняя температура горна, К.

В отличие от [8], в знаменателе приведенного выражения использована не теоретическая температура горения, а средняя температура горна на горизонте между фурменными очагами и зеркалом шлака, равная, по усмотрению авторов, 1560<sup>0</sup>С.

Интенсивность плавки оценивали не по сожженному коксу, а по суммарному нелетучему углероду топлива:

$$I = \frac{(\kappa' \cdot C_{\kappa} \cdot \Pi) + (n' \cdot C_n \cdot \Pi)}{V_n},$$

где:  $\kappa'$ ,  $n'$  – удельные расходы кокса и ПУТ на кг/т чугуна;

$C_{\kappa}$  – содержание углерода в коксе, доли единицы;

$P$  – суточная производительность печи, т;

$V_n$  – полезный объем печи, м<sup>3</sup>.

Для обеспечения сравнимости данных настоящей работы с результатами автора методики [8] условия плавки приняли одинаковыми (табл.1).

Таблица 1 – Условия плавки, остающиеся неизменными при вдувании различных видов пылеугольного топлива

Параметр	Значение
Дутье:	
содержание кислорода, %	21/27
температура, °С	1200
влажность, %	1,0/2,5
теоретическая температура горения, °С	2150
Состав чугуна, %:	
Si	0,60
Mn	0,20
P	0,05
Выход шлака, кг/т	300
Давление газа под колошником, ати (кПа)	1,5 (147)
Перепад давлений воздушная фурма-колошник, ат (кПа)	1,4 (137)
Давление горячего дутья, ати (кПа)	2,9 (284)
Потери тепла, кДж/т	756·10 <sup>3</sup>
Доля потерь тепла в нижней ступени теплообмена	0,8
Объем доменной печи, м <sup>3</sup>	1719
Диаметр распара, м	10,6
Разность температур газа и шихты в зоне замедленного теплообмена, °С	50
Напряженность газового потока распара, м <sup>3</sup> /(мин·м <sup>2</sup> )	100

Как и другие известные методики, использованная в настоящем исследовании не свободна от допущений и упрощений, в частности, предположение постоянства выхода шлака при изменении расхода кокса предусматривает варьирование богатства железорудной части шихты. Расчет не предусмотрена корректировка параметров плавки при изменении содержания серы в ПУТ, хотя от прихода серы в печь зависит состав шихты и конечные показатели процесса.

**Результаты работы.** С целью установления целесообразности расширения марочного состава углей для приготовления ПУТ произвели две серии расчетов показателей доменной плавки на атмосферном и обогащенном до 27% кислорода дутье. В качестве сравнимого варианта использовали расчетные данные [8] для комбинированного дутья, содержащего природный газ (табл.2). Табличные данные свидетельствуют о том, что доменная плавка с вдуванием пылеугольного топлива, приготовленного из углей различных марок, уступает по результативности плавке с вдуванием природного газа на обогащенном кислородом дутье. Однако, плавка с подачей в горн ПУТ по расходу кокса и стоимости топлива (кокс + ПУТ) является более эффективной.

Расчетные показатели плавки с вдуванием антрацита представляют больше теоретический, чем практический интерес, поскольку расход угля в количестве 378 кг/т чугуна в настоящее время не может быть достигнут по технологическим причинам. Высокие коэффициенты замены кокса углями марок Г и Д обусловлены существенно меньшими расходами, по сравнению с антрацитом и тощими углями. Несмотря на по-

ниженную интенсивность плавки по суммарному нелетучему углероду, производительность печи при вдувании газового и длиннопламенного углей выше, чем при подаче тощих.

Таблица 2 – Расчетные показатели доменной плавки при вдувании различных видов топлива на обогащенном кислородом дутье ( $\omega = 27\%$ )

Показатели	Вдуваемое топливо					
	Природный газ	ПУТ, марки углей				
		А	Г	Д	ОС	Т
Состав ПУТ, %:						
углерод		79	57	50	75	73
зола		15,8	7,2	9,3	7,1	13,7
летучие		3,8	34,5	39,5	15,8	11,2
сера		1,37	1,16	1,6	2,07	2,17
Выход фурменного газа, м <sup>3</sup> /м <sup>3</sup>	1,4673	1,24	1,32	1,33	1,29	1,28
Количество кислорода дутья, расходуемого на газификацию углерода кокса, м <sup>3</sup> /м <sup>3</sup>	0,2245	0,02	0,19	0,21	0,12	0,09
Степень прямого восстановления железа, доли единицы	0,310	0,51	0,36	0,34	0,47	0,48
Расход углерода кокса на науглероживание чугуна и в реакциях прямого восстановления железа и восстановления примесей в чугуне, кг/м <sup>3</sup>	0,1215	0,151	0,121	0,117	0,142	0,145
Выплавка чугуна, кг/м <sup>3</sup>	1,05	0,92	1,01	1,02	0,95	0,94
Расход:						
дутья, м <sup>3</sup> /т	952	1092,5	993,0	981,0	1047,8	1059,9
кокса (сухой скиповый), кг/т чугуна	402	224,3	383,3	390,3	339,1	313,9
Производство, т/сут.	3995	3749,3	3700,4	3708,0	3691,9	3685,7
Интенсивность плавки по суммарному углероду, т/(м <sup>3</sup> ·сут)	0,93	0,98	0,89	0,88	0,95	0,96
Расход:						
природного газа, м <sup>3</sup> /т чугуна	90	-	-	-	-	-
ПУТ, кг/т чугуна	-	378,4	152,0	140,1	235,6	283,3
Коэффициент замены кокса		0,85	1,07	1,11	0,88	0,82
Цена, (грн/т, грн/м <sup>3</sup> )	814,69	372,2	358,0	299,4	349,5	395,4
Стоимость (газа; ПУТ), грн/т чугуна	73,32	140,84	54,42	41,95	82,33	112,01
Стоимость кокса, грн/т чугуна	346,52	193,35	330,41	336,43	292,28	270,55
Стоимость топлива, грн/т чугуна	419,98	334,19	384,82	378,38	374,61	382,57

Если по указанной выше причине не принимать во внимание технико-экономические показатели, достигнутые при вдувании антрацита, то можно считать, что экономически оправданным на атмосферном дутье будет вдувание углей марок Д и Г (рис. 1а, в), а на обогащенном кислородом углей марок ОС (ТС) и Д (рис. 1б, г).





Основным препятствием для форсирования плавки и сохранения ровного хода печи при увеличении расхода ПУТ является возрастание перепада давлений газа в столбе шихты. В связи с отсутствием отечественной информации о влиянии высоких расходов угля на газодинамику процесса для корреляционного анализа использовали данные зарубежной практики.

С этой целью по графической информации работы [7] создали числовые массивы, отличающиеся различной степенью обогащения дутья кислородом. Вопреки данным первоисточника [7] анализ показал не линейный, а экстремальный характер зависимости между расходом ПУТ и частными перепадами давлений (рис.2). Высокие значения коэффициентов корреляции (не ниже 0,59) и низкие значения  $p$  – уровня (не более 0,0252) свидетельствуют о достаточной надежности установленных взаимосвязей. Как при малом (рис.2), так и при большом обогащении дутья кислородом:

Перепады давлений, кПа	Полином	Коэффициенты	
		$r$	$p$
$\Delta P_в$	$-698,54 + 8,08x - 0,02x^2$	0,594	0,0252
$\Delta P_н$	$-373,12 + 4,73x - 0,012x^2$	0,865	0,00007

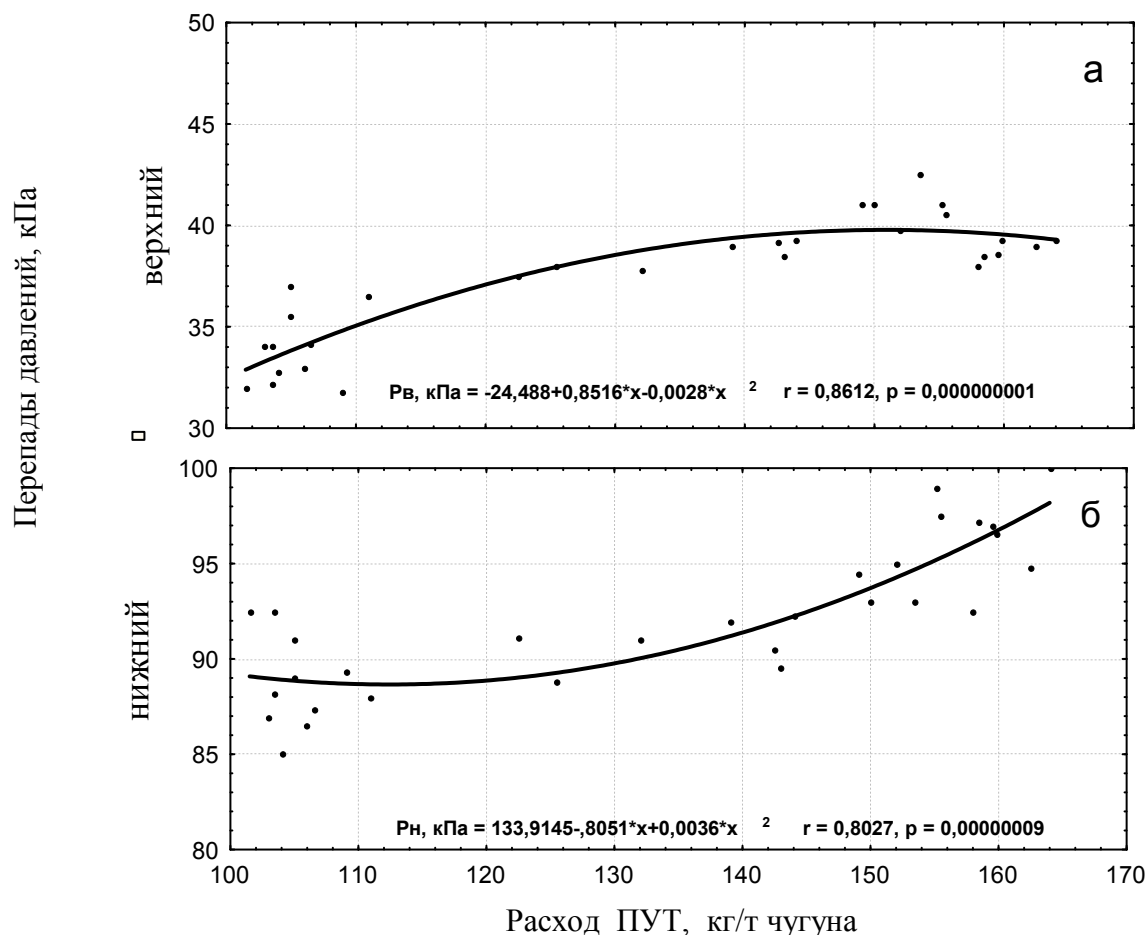


Рисунок 2 – Влияние расхода пылеугольного топлива на частные перепады давлений в доменной печи № 3 объемом 1845 м<sup>3</sup> завода в Кобэ (Япония) при низкой степени обогащения дутья кислородом

Графики регрессии  $\Delta P_e = f(S_{\text{ПУТ}})$ , где:  $S_{\text{ПУТ}}$  – расход пылеугольного топлива, кг/т чугуна, свидетельствуют о том, что при достижении определенной величины  $S_{\text{ПУТ}}$   $\Delta P_e$  снижается. Регрессии  $\Delta P_n = f(S_{\text{ПУТ}})$  носят другой характер. В отличие от верхнего нижний перепад давлений при увеличении расхода угля изменяется по-разному – в зависимости от степени обогащения дутья кислородом. При малом обогащении и расходах угля свыше 140 кг/т чугуна  $\Delta P_n$  растет по восходящей кривой (в уравнении регрессии член, содержащий аргумент во второй степени с положительным знаком). При большом обогащении и повышенных расходах ПУТ рост  $\Delta P_n$  носит затухающий характер (член полинома  $a_2x^2$  со знаком минус).

Причинами неоднозначного изменения частных перепадов давлений являются, прежде всего, устойчивые изменения в структуре столба шихты, обусловленные горением и миграцией угольной пыли. Для выяснения количественного влияния ПУТ на формирование очага горения по данным работы [5] создали числовой массив переменных, регрессионная оценка взаимосвязи которых представлена на рис.3.

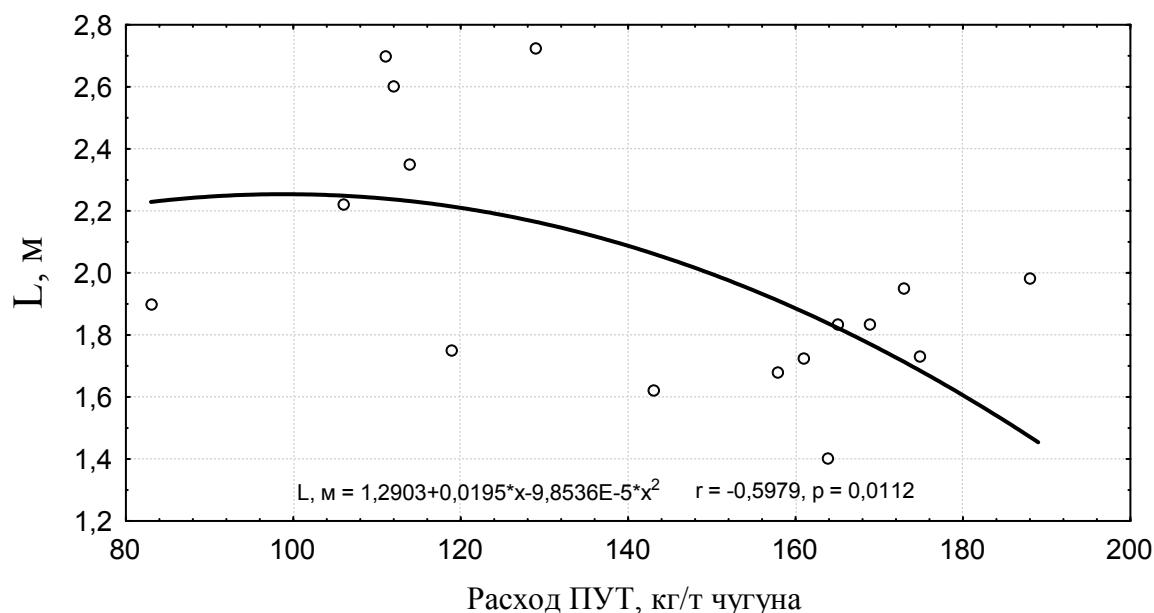


Рисунок 3 – Зависимость протяженности зоны горения L от расхода пылеугольного топлива в доменных печах № 1 – 5 завода в Кваньяне (Корея)

Известно, что сокращение глубины очага горения сопровождается переходом от  $\Lambda$ -образной формы зоны когезии (ЗК) к W-образной. Именно этот переход обуславливает неоднозначное изменение частных перепадов давлений при увеличении расхода ПУТ. При W-образной ЗК центральная вершина ЗК понижается, верх печи освобождается от размягченных железорудных слоев, верхний перепад давлений несколько понижается. Нижний же перепад растет по причине уменьшения объема прифурменной полости и соответственно уменьшения площади фильтрации фурменных газов и несгоревшего ПУТ. Росту  $\Delta P_n$  способствует также уменьшению объема коксовой насадки в надфурменном пространстве, характерное для столба шихты с W-образной ЗК.

**Выводы.** Доменная плавка с вдуванием пылеугольного топлива уступает по результативности плавке с подачей природного газа на обогащенном кислородом дутье, но превосходит по эффективности. Использование ПУТ из отечественных углей с вы-

соким содержанием летучих (марки Д, Г) вполне оправдано, особенно при умеренных расходах порядка 80-150 кг/т чугуна.

Показано, что зависимости между расходом ПУТ и частными перепадами в столбе шихты носят экстремальный характер – прежде всего это касается верхнего перепада давлений: при достижении определенного значения расхода угля  $\Delta P_v$  снижается. В отличие от верхнего нижний перепад давлений при увеличении расхода ПУТ изменяется по-разному – в зависимости от степени обогащения дутья кислородом. При малом обогащении и расходах угля свыше 140 кг/т чугуна  $\Delta P_n$  растет по восходящей кривой, при большом обогащении и повышенных расходах ПУТ рост нижнего перепада носит затухающий характер. Неоднозначное изменение частных перепадов давлений при вдувании разных количеств угля обусловлено изменениями в структуре столба шихты, вызванных горением и миграцией угольной пыли.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Паршаков В.М. Пути повышения эффективности использования пылеугольного топлива в доменной печи // Сталь. – 2005. – № 8. – С.17-24.
2. Логинов В.И., Орешкин Г.Г., Половченко И.Г. Вдувание пылеугольного топлива в горн доменной печи // Сталь. 1956, № 8, С.675-682.
3. Ярошевский С.Л. Резервы эффективности комбинированного дутья в доменных цехах Украины // В кн. Познание процессов доменной плавки. Под редакцией В.И. Большакова и И.Т. Товаровского. Днепропетровск: Пороги. – 2006. – С.366-387.
4. Моленаар Р. Вдувание пылеугольного топлива на пороге нового столетия // Новости черной металлургии за рубежом. – 2001. – № 2. – С.46-47.
5. Шоп Я., Хан К-В. Шо Б.Р. Практика длительной эксплуатации доменных печей при высоком уровне производительности // Новости черной металлургии за рубежом. – 2005. – № 2. – С.19-24.
6. Плискановский С.Т., Бочка В.В., Ступак Ю.А. Основные направления совершенствования технологии приготовления и вдувания пылеугольного топлива // Металлургические процессы и оборудование. – 2006. – № 4. – С.28-31.
7. Камидзе Ц., Такахаси Н., Хосино К. Особенности процесса в нижней части доменной печи при вдувании пылеугольного топлива // Новости черной металлургии за рубежом. – 1995. – № 1. – С.38-40.
8. Васюра Г.Г. Определение показателей доменной плавки при использовании пылеугольного топлива // Бюллетень. Черная металлургия. – 2006. – № 8. – С.29-33.

УДК 621.746

ГРЕСС О.В., к.т.н., доцент  
ОГУРЦОВ А.П., д.т.н., профессор  
ПАВЛЮЧЕНКОВ І.О., д.т.н., профессор

Дніпродзержинський державний технічний університет

#### **ДО ПИТАННЯ СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ БЕЗПЕРЕРВНОЛИТОЇ ЗАГОТОВКИ, ЩО ФОРМУЄТЬСЯ**

*Проведено розрахунково-експериментальне дослідження макроструктури безперервнолітої заготовки. Знайдено, що формування коркової зони злитка закінчується в момент початку фільтрації домішок, а формування зони стовпчастих кристалів – у момент припинення фільтрації домішок. Визначені регресійні залежності ширини*

структурних зон від геометричних параметрів безперервнолитої заготовки і її складу в досліджуваних діапазонах.

*Проведено расчетно-экспериментальное исследование макроструктуры непрерывнолитой заготовки. Найдено, что формирование корковой зоны слитка заканчивается в момент начала фильтрации примесей, а формирование зоны столбчатых кристаллов – в момент прекращения фильтрации примесей. Определены регрессионные зависимости ширины структурных зон от геометрических параметров непрерывнолитой заготовки и ее состава в исследуемых диапазонах.*

*The calculator - experimental research of macrostructure of CCM-billet is carried out. It is found, that formation of first zones of ingot comes to an end at the moment of the beginning of a filtration of impurity, and formation of a zone столбчатых crystals - at the moment of the termination{discontinuance} of a filtration of impurity. Are certain регрессионные dependences of width of structural zones on geometrical parameters of CCM-billet and her structure in researched ranges.*

**Вступ.** Якісні характеристики безперервнолитої заготовки насамперед визначаються її макроструктурою, формування якої залежить від технологічних параметрів процесу лиття й супроводжуючих його фізико-хімічних явищ. Знання механізму утворення кристалічної структури сталевого зливка дозволить прогнозувати його якість та цілеспрямовано впливати на споживчі властивості прокату.

Загальновизнано, що формування кристалічної неоднорідності злитка пов'язане із процесами, що відбуваються у двофазній зоні. Раніше робилися спроби встановити зв'язок між границями структурних зон, градієнтом температур і швидкістю переміщення двофазної зони [1-4], однак всі ці спроби вимагали визначення емпіричних коефіцієнтів, які часто можливо було одержати лише за допомогою руйнуючих методів контролю, що не завжди виправдано й пов'язано з додатковими матеріальними витратами.

**Постановка задачі.** Сьогодні поки що не існує досить стрункого представлення про зв'язок між хімічним складом сталі, теплофізичними умовами формування злитка, його розмірами і процесами формування макроструктури злитка. Питання про наявність такого зв'язку дуже складне, повної ясності в ньому дотепер немає.

Метою статті є розрахунково-експериментальне дослідження макроструктури безперервнолитої заготовки, що дає змогу, на основі порівняльного аналізу промислових даних про будову злитка й результатів чисельних розрахунків, прогнозувати структуру заготовки.

**Результати роботи.** Промислові дослідження макроструктури безперервнолитої заготовки проводилися в умовах Дніпровського металургійного комбінату (ДМК), який має у своєму складі дві криволінійні МБЛЗ. Макроструктура заготовок визначалася методом глибокого травлення й оцінювалася по ОСТ 14-1-235-91 і ТУУ У 322-00190319-94.

Виміри кристалізаційних зон проводились по поперечному перерізу заготовки в напрямку, перпендикулярному її граням.

Вимірювалися товщини коркової зони (КЗ), зони стовпчастих кристалів (ЗСК) і зони разорієнтованих кристалів (ЗРК) у заготовках перетином 160x160 мм (сталь 20 і 45) і 335x400 мм (сталь 45). Заготовки відливалися при температурі сталі в промковші, що перевищує не більш, ніж на 25°C, температуру плавлення сталі відповідної марки. Швидкість розливання змінювалася в межах 0,5-0,6 м/хв для заготовок перетином 335x400 мм й 1,3-1,5 м/хв для заготовок перетином 160x160 мм. Витрата води на ЗВО знаходилася у межах 0,18-0,30 л/кг сталі.

Визначено (табл.1, у знаменнику наведене середньоквадратичне відхилення), що величина КЗ по мірі зменшення вмісту вуглецю, швидкості розливання й перетину литої заготовки зростала, а при збільшенні температури розливання зменшувалася. Як у заготовках перетином 335x400 мм, так і у заготовках перетином 160x160 мм мали місце три структурні зони, але ЗРК у них виражена менш чітко.

Таблиця 1 – Характеристики макроструктури безперервнолитої заготовки

Марка сталі	Перетин, мм	Довжина структурних зон, мм					
		⊥ широкій грані			⊥ вузькій грані		
		КЗ	ЗСК	ЗРК	КЗ	ЗСК	ЗРК
20	160x160	$\frac{10,18}{3,93}$	$\frac{44,89}{8,39}$	$\frac{49,89}{15,24}$	-	-	-
45	160x160	$\frac{11,42}{1,37}$	$\frac{28,33}{5,68}$	$\frac{80,5}{10,5}$	-	-	-
45	335x400	$\frac{9,26}{4,53}$	$\frac{96,16}{14,27}$	$\frac{124,03}{29,89}$	$\frac{13,47}{4,65}$	$\frac{98,74}{27,09}$	$\frac{175,68}{61,12}$

Функціональної залежності товщини КЗ від марки сталі й перетину заготовки, що відливається, не виявлено. Причина – практична рівність умов формування кристалів КЗ у всіх розглянутих випадках розливання.

Для заготовок перетином 335x400 мм товщина КЗ, у середньому, становила 10 мм у напрямку, перпендикулярному широкій грані, і 11,6 мм у напрямку, перпендикулярному вузькій грані (відповідно, 6 й 5,8 % половини товщини заготовки). Для заготовок розміром 160x160 мм ця величина становила, у середньому, 10,8 мм або 13,5 % половини товщини заготовки.

ЗСК при збільшенні перетину литої заготовки й зниженні вмісту С зростала. Так, її товщина в заготовках перетином 160x160 мм зі Ст20 коливалася в діапазоні 33,5-56,5 мм і становила, у середньому, 56,1 % половини товщини, у заготовках зі сталі 45 – 35,4 % при коливанні від 22,5 до 39 мм. Товщина ЗСК у заготовках перетином 335x400 мм зі Ст20 у напрямку, перпендикулярному широкій грані, знаходилася в діапазоні 86-117,5 мм (у середньому, 62,7 % половини товщини), а по іншій осі заготовки становила 54,7 % при мінімальному й максимальному значенні, відповідно, 88,5 й 122,5 мм. У заготовках зі Ст45 того ж поперечного перерізу товщина ЗСК становила 57,4 % (від 79 до 137 мм) від половини меншої товщини й 49,4 % (від 65 до 157 мм) половини більшої товщини заготовки. На всіх досліджених заготовках ЗСК була присутня у вигляді витягнутих дендритів.

Товщина ЗРК зі збільшенням перетину заготовки, що відливається, і вмісту вуглецю зростала. У заготовках перетином 160x160 мм зі Ст20тр товщина ЗРК становила, у середньому, 31,2 % (діапазон коливань 22-75 мм), зі сталі 45 – 50,3 % (60-93 мм). Товщина ЗРК у заготовках перетином 335x400 мм зі Ст20тр становила, у середньому, 31 % (81-112 мм) для меншої товщини й 40,4 % (135-180 мм) для більшої товщини заготовки. У заготовках зі Ст45тр того ж поперечного перерізу товщина ЗРК становила, у середньому, 37,0 % (35-160 мм) від половини меншої товщини й 43,9 % (від 50 до 246 мм) половини більшої товщини заготовки. Отримані результати відповідають результатам роботи [5].

В [6] стверджується, що як тільки двофазна зона (ДФЗ) займе всю незатверділу частину вилівка, починається процес об'ємної кристалізації з утворенням ЗРК. Нами були проведені відповідні чисельні експерименти, що базуються на математичній моделі ліквідації домішок [7]. В основу моделі покладено припущення, що в рідкій сталі є кілька різновидів кластерів, що відрізняються один від одного вмістом хімічних елементів.

нтів: кластери з підвищеною часткою вуглецю, сірки й т.д., які можуть об'єднуватися в макрогруповування. Ці макрогруповування кластерів відділені один від одного шаром відносно чистого від домішок матричного розплаву й взаємодіють між собою відповідно до законів міжатомних хімічних взаємодій. По мірі кристалізації розплаву макрогруповування кластерів, збагачені домішками, у результаті капілярного ефекту переміщуються в просторі ДФЗ. Область між дендритами, що звільняється, займає матричний розплав. Різна швидкість пересування лікватів [8] і характер їхнього розподілу по перетину злитка пояснюється рухом у міждендритному просторі ДФЗ відповідних макрогруповувань кластерів, що відрізняються одне від одного фізичними властивостями (густиною, поверхневим натягом на границі кристал – рідина й т.п.), які залежать від енергії міжатомної взаємодії домішок.

При проведенні чисельних досліджень формування заготовки моделювали відповідно до заводських умов.

Розрахунки показали, що формування коркової зони злитка закінчується в момент початку фільтрації домішок, а формування зони стовпчастих кристалів – у момент закінчення фільтрації домішок.

У табл.2 наведені результати розрахунків ширини структурних зон по нашій моделі, по залежностях, запропонованим у [1, 3, 4], і дані практичних вимірів. Як бачимо, розбіжність результатів теоретичних розрахунків і практичних вимірів у всіх випадках невелика. Статистичне порівняння результатів розрахунку й практичних даних дозволило встановити, що у всіх випадках дані розрахунків по нашій моделі більш точно відображають реальну картину по макроструктурі заготовок. Це дає підстави використовувати розроблену модель для прогнозування не тільки розподілу лікватів по перетину заготовки, але й для прогнозування її макроструктури.

Чисельні дослідження залежності ширини структурних зон ( $D_{КЗ}$ ,  $D_{ЗСК}$ ,  $D_{ЗРК}$ , %) від вмісту вуглецю ( $[C]=0,1-0,7\%$ ), марганцю ( $[Mn]=0,55-1,8\%$ ) і напівтовщини заготовки ( $H=0,075-0,2$  м) проводилися за планом рототабельного центрального композиційного планування експериментів.

У процесі досліджень прогнозували структуру заготовок, що відливаються або запланованих до відливання в умовах МБЛЗ ДМК. Аналіз результатів досліджень дозволив зробити висновок, що параметри структурних зон визначаються, перш за все, перетином заготовки, вмістом вуглецю й швидкістю розливання (рис.1). Концентрація марганцю не була значимим параметром.

Таблиця 2 – Порівняння теоретичних і практичних даних по ширині структурних зон

Марка сталі, перетин, мм	Структурна зона	Ширина зон, мм		
		за методикою авторів	за методикою [1, 3, 4]	практичні дані
Ст20/Ст45, 335x400	КЗ	13,3/13,3	26,7/26,7	12-17/12-17
	ЗСК	106,7/80	106,6/90	86-122,5/79-137
	ЗРК	95/148,4	68,4/95	81-112/35-160
Ст20/Ст45, 160x160	КЗ	12,3/12,3	26,7/26,7	8-12/8-12
	ЗСК	40,9/35,7	32,25/26,6	34-57/20-40
	ЗРК	53,6/64	42,1/53,4	22-75/60-93

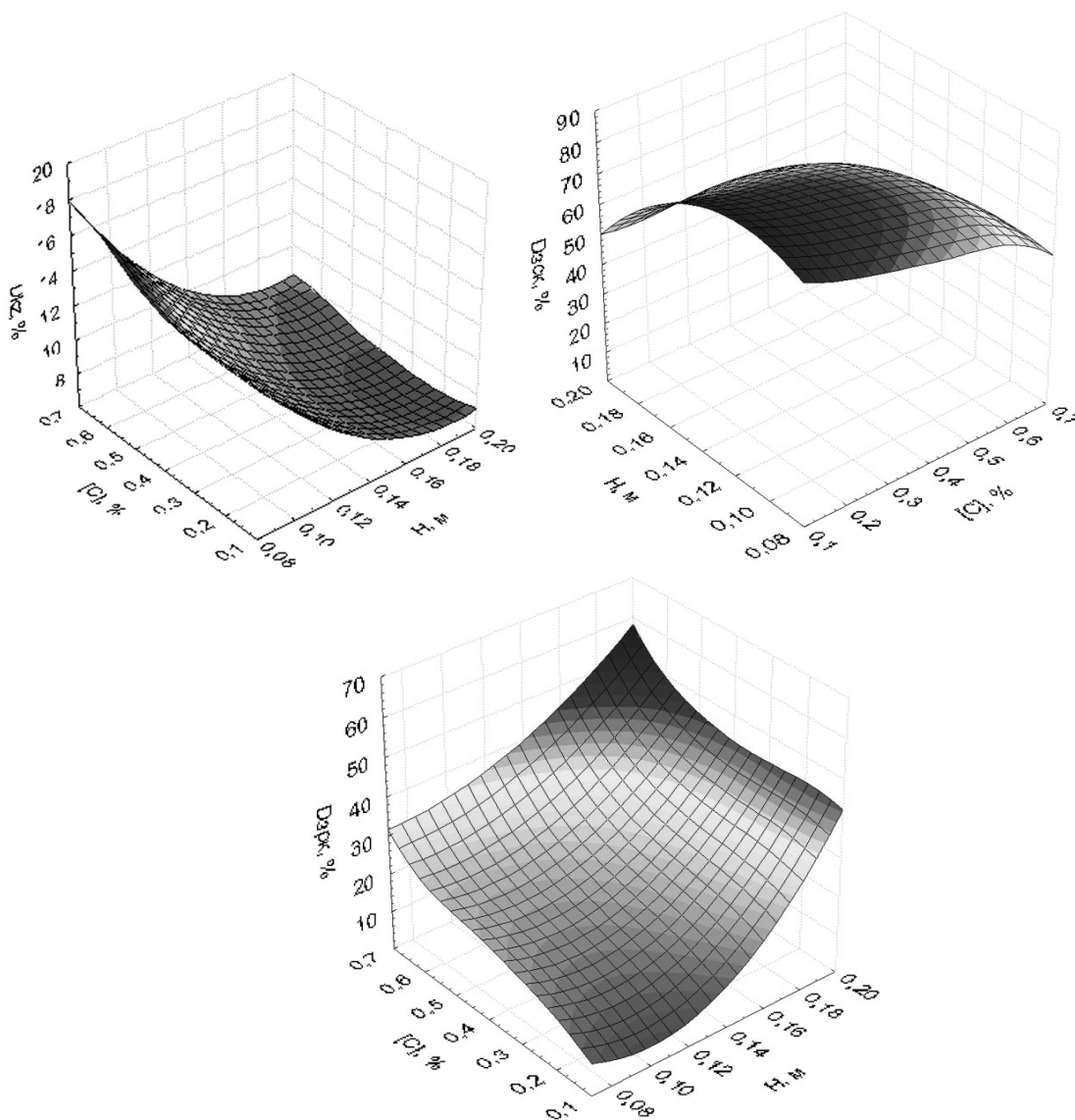


Рисунок 1 – Залежність ширини структурних зон від параметрів безперервнолітої заготовки для умов ДМК

Статистична обробка результатів експериментів дала можливість визначити наступні регресійні залежності ( $R$  - коефіцієнт множинної кореляції,  $R^2$  – коефіцієнт детермінації,  $F$  – критерій Фішера,  $\Delta$  - стандартна помилка оцінки, параметри рівняння розташовані в порядку убутання  $t$ -критерію):

$$D_{кз} = 32,343 - 268,22H + 709,9H^2 - 4,02[C] + 9,34[C]^2, \\ R \approx 1, R^2 = 0,99, F(4,15) = 424, \Delta = 0,25; \quad (1)$$

$$D_{зск} = 136,65 - 47,18[C]^2 - 1774,17H^2 - 25,46v_p^2, \\ R = 0,85, R^2 = 0,73, F(3,16) = 14, \Delta = 5,51; \quad (2)$$

$$D_{зрк} = 35,608 + 2706,9H^2 + 42,9[C]^2 - 535,04H, \\ R = 0,87, R^2 = 0,75, F(3,16) = 16, \Delta = 5,8, \quad (3)$$

де  $v_p$  – швидкість розливання, м/хв.



У цілому, отримані дані досить добре погоджуються з теоретичними положеннями [3, 4] і практичними даними роботи [9].

**Висновки.** Розрахунково-експериментальне дослідження макроструктури безперервнолитої заготовки:

1. Підтвердило, що формування коркової зони злитка закінчується в момент початку фільтрації домішок, а формування зони стовпчастих кристалів - у момент припинення фільтрації домішок.
2. Дозволило визначити регресійні залежності ширини структурних зон від геометричних параметрів безперервнолитої заготовки і її складу в досліджуваних діапазонах.

#### ЛІТЕРАТУРА

1. Исследование влияния теплофизических параметров на формирование слитка на некоторые характеристики литого металла/ А.Г.Кужельный, В.Т.Борисов, А.И.Манохин и др. // Проблемы сталеного слитка: Тр. VI конф. по слитку. – М.: Металлургия, 1976. – С.48-51.
2. Влияние содержания углерода в стали и интенсивности вторичного охлаждения на кинетику затвердевания и особенности структурообразования непрерывнолитого слитка / Н.А.Полушкин, Л.А.Соколов, Б.А.Фаворский и др. // Непрерывное литье стали: Сб. науч. тр. – М.: Металлургия. – 1976. – Вып.3. – С.86-90.
3. Ефимов В.А. Разливка и кристаллизация стали. – М.: Металлургия, 1976. – 552с.
4. Голиков И.Н., Масленков С.Б. Дендритная ликвация в сталях и сплавах. – М.: Металлургия, 1977. – 224с.
5. Особенности литой структуры непрерывнолитых слитков крупного прямоугольного сечения // В.М.Паршин, Е.А.Казачков, А.И.Кониенко и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1987. – №11. – С.43-47.
6. Китаев Е.М., Гушин В.Н. Исследование протяженности двухфазной зоны при затвердевании слитков // Управление строением отливок и слитков: Сб. науч. тр. – Горький: ГПИ. – 1984. – С.27-34.
7. Огурцов А.П., Гресс А.В. Непрерывное литье стали. – Днепропетровск: Системные технологии, 2002. – 675с.
8. Уразгильдеев А.Х., Пронских С.Н., Алымов А.А. Влияние концентраций элементов на скорость ликвации их в процессе кристаллизации слитков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1981. – №9. – С.49-52.
9. Особенности качества непрерывнолитых заготовок различного сечения / В.С.Лучкин, С.А.Воробей, Г.В.Левченко и др. // Металл и литье Украины. – 2005. – № 5. – С.30-33.

УДК 669.162.263:519.85

ДОВГАЛЮК Б.П., д.т.н., професор

Дніпродзержинський державний технічний університет

### **КОНТРОЛЬ КОЛИВАННЯ ОКИСНЕННЯ ЕЛЕМЕНТІВ ЧАВУНУ НА ФУРМАХ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ**

*Виявлено суттєве коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах доменної печі, яке непередбачено впливає на тепловий стан горну печі та якість чавуну. Запропоновано метод контролю цього процесу за інформацією про теоретичну температуру горіння, температуру фурмених вогнищ і в шахті печі та склад колошникового газу.*

*Установлено значительное колебание процесса окисления элементов чугуна на фурмах доменной печи, что непредсказуемо влияет на тепловое состояние горна печи и качество чугуна. Предложен метод контроля этого процесса по информации о теоретической температуре горения, температуре фурменных очагов, температуре в шахте печи и составе колошникового газа.*

*We observe considerable variations in iron elements oxidation process in blast furnace forges that unpredictably influence furnace thermal condition and iron quality. We offer this process control method according to information about theoretical temperatures of burning, furnaces, blast furnace shaft and furnace-bar gas composition.*

**Вступ.** Аналіз ефективності функціонування АСУ ТП доменної плавки показує, що отримати бажані результати по стабілізації хімічного складу чавуну та його температури на заданому рівні ще не вдалося. Наші дослідження показують, що це було і неможливо, оскільки не враховувалися коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах та їх повторного прямого відновлення нижче фурм. Розроблено метод контролю коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах доменної печі.

**Постановка задачі.** Дослідити коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах та їх повторного прямого відновлення нижче фурм і його вплив на якість чавуну та розробити метод його контролю.

**Результати роботи.** Проведені дослідження залежності між температурою в шахті і хімічним складом чавуну, колошникового газу та іншими параметрами доменного процесу. Температуру в шахті вимірювали на п'яти горизонтах за допомогою спеціального зонду, який виготовлено із сталльної труби діаметром 57 мм, довжиною 22 м. Хромель-алюмелеву термопару виготовлено із одним загальним полюсом. Відстань між імпульсними точками дорівнює 3 м. Зонд вводили в піч через отвори механічного рівнеміра рівня засипання, який опускався разом із шихтовими матеріалами [1]. Коли нижня точка зонду досягала першого горизонту  $t_1$  (11 м вище рівня осі повітряних фурм), його фіксували. При цьому верхня п'ята точка  $t_5$  знаходилась на 1,5–1,0 м нижче рівня засипання. Хімічний склад газу, який відбирали зондом з першого горизонту, контролювали оптико-акустичними газоаналізаторами ОА-0304.

Графіки взаємно кореляційних функцій залежності вмісту сірки в чавуні від температури мають два екстремуми (рис.1): перший в області прогнозу вмісту сірки в чавуні за 40–120 хвилин із зворотною залежністю теплового стану печі від температури в шахті; другий екстремум в області прогнозу вмісту сірки в чавуні за 400–560 хвилин із прямою залежністю теплового стану горна печі від температури в шахті.

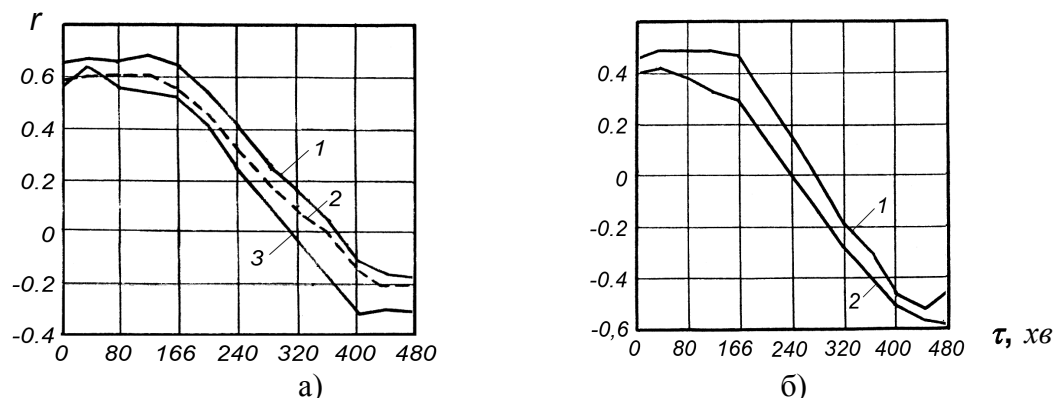


Рисунок 1 – Графіки ВКФ залежності вмісту сірки в чавуні від:

а)  $t_1$  (1),  $t_2$  (2),  $t_3$  (3);

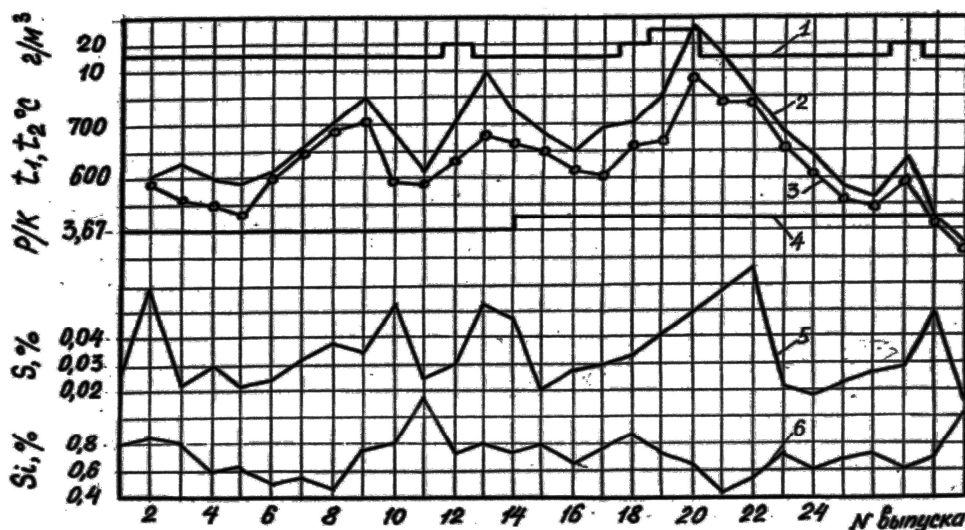
б)  $t_4$  (1),  $t_5$  (2)

Таку залежність вмісту сірки в чавуні від температури в шахті ми пояснюємо коливанням процесу окиснення елементів чавуну на фурмах та їх повторного прямого відновлення нижче фурм. Через окислювальну зону фурмених вогнищ опускається основна маса рідких продуктів плавки. При цьому значна частина елементів чавуну окислюється, а потім відновлюється твердим вуглецем нижче фурм. Якщо горн розглядати по відношенню до горизонту повітряних фурм як дві зони – верхню та нижню, то пояснення може бути наступним. Окиснення елементів чавуну на фурмах супроводжується виділенням значно більшої кількості тепла, ніж при окисненні вуглецю коксу, яке вноситься газами у верхню зону печі, підвищуючи температуру в шахті. Тільки частина цього тепла засвоюється створеними оксидами елементів чавуну та рідкими продуктами плавки, які стікають у нижню зону, в горн. Тому вторинне пряме відновлення цих оксидів у нижній зоні супроводжується похолоданням горну через 40–120 хвилин (збільшенням вмісту сірки в чавуні та зменшенням вмісту кремнію). Підвищення температури в шахті сприяє ретельніше підготувати шихтові матеріали до плавки в міру їх опускання в горн, що в підсумку підвищує прихід тепла в нижню зону печі через 400–560 хвилин. При зниженні міри окиснення елементів чавуну на фурмах температура у верхній зоні зменшується, а в нижній – збільшується, оскільки зменшуються витрати тепла на вторинне пряме відновлення елементів чавуну.

Із рисунка видно, що в першому екстремумі значення коефіцієнта кореляції найвище з температурою першого горизонту і найменше – п'ятого. В другому екстремумі, навпаки, більш високі значення коефіцієнта кореляції з температурою вищих горизонтів. Це свідчить про те, що температура першого горизонту найбільше чутлива до коливання теплового стану горну, а температура вищих горизонтів є визначальною в якійсь підготовці шихти до плавки внизу доменної печі і отже до теплового стану печі через 400–560 хвилин.

Очевидно, що збільшення окиснення елементів чавуну на фурмах спочатку повинно супроводжуватися зменшенням  $CO$  в горновому газі або суми ( $CO + CO_2$ ) в колошниковому газі, оскільки частка кисню дуття витрачається на утворення оксидів елементів чавуну. А потім, коли почнеться пряме відновлення цих оксидів,  $CO$  в горновому газі або сума ( $CO + CO_2$ ) в колошниковому газі збільшаться на таку ж величину. Це підтверджується графіком ВКФ залежності  $CO$  в горновому газі від температури першого горизонту – максимальне значення коефіцієнта кореляції спостерігається в області прогнозу  $CO$  в горновому газі за 0–60 хв. Під час досліджень середньоквадратичне коливання температури складало 117 °С, а коливання  $CO$  -3,10 % при середній температурі 670 °С та середньому значенні  $CO$  26,03 %.

На рис.2 представлено графіки зміни в часі деяких параметрів процесу, усереднених за час між випусками чавуну. Проглядається майже пряма залежність вмісту сірки в чавуні від температури в шахті. Так, після 16-го до 20-го випуску температура першого горизонту збільшилася з 650 до 880 °С (на 230 °С) і вміст сірки в чавуні за цей час збільшився з 0,03 до 0,065 %. Спостерігається також зворотна залежність вмісту кремнію в чавуні від температури в шахті. Але тіснота залежності нижча, оскільки в даний період роботи доменної печі критерієм теплового стану плавки був вміст сірки в чавуні (тіснота взаємозв'язку складу сірки в чавуні від комплексних показників теплового стану плавки значно вища ніж складу кремнію). Спостерігається позитивний вплив вологості дуття на температуру в шахті: збільшення вологості з 11 по 13 випуск та з 17 по 20 випуск супроводжувалося суттєвим підвищенням температури в шахті. Це можна пояснити тим, що під час підвищення вологості дуття зростає вторинне окиснення елементів чавуну, оскільки підвищується окисний потенціал фурмених зон.



1 – вологість дуття; 2, 3 – температура першого та другого горизонтів, відповідно, °С ;  
4 – рудне навантаження на кокс, т/т; 5, 6 – вміст сірки та кремнію в чавуні, відповідно, %

Рисунок 2 – Графіки зміни в часі параметрів процесу

Аналогічні дослідження проведено на Карагандинському металургійному комбінаті [7], тільки зонд опускався на глибину 10,2 м від рівня засипання (у нас 13 м). В цих дослідженнях також спостерігалась пряма залежність температури в шахті від вологості дуття – збільшення вологості дуття з 28 до 40 г/м<sup>3</sup> викликало підвищення температури на 35°С. Спостерігалась також зворотна залежність відношення вмісту CO<sub>2</sub>/CO в газі, який відбирався зондом, від температури – підвищення температури з 860 до 960°С супроводжувалося зменшенням відношення з 0,5 до 0,10, а наступне падіння температури до 830°С викликало підвищення відношення до 0,50. Це підтверджує зворотну залежність вмісту CO в горновому газі від коливання окиснення елементів чавуну на фурмах. На жаль, наведено результати досліджень тільки за одну добу, за якими неможливо виявити залежність складу чавуну від температури в шахті печі.

Колівання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах доменної печі дослідили моделюванням теоретичної температури горіння.

Теоретичну температуру горіння визначали за удосконаленою формулою [2]:

$$t_m = \frac{5250CO_2 + W_{кд} + h'_c}{C_{CO} \cdot CO_2 + C_H \cdot H_2 + C_N \cdot N_2}, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (1)$$

де:  $C_{CO}$ ,  $C_H$ ,  $C_N$  – теплоємність відповідних складових горнового газу, кДж/(м<sup>3</sup>·град.);  
 $CO_2$ ,  $H_2$ ,  $N_2$  – кількість CO, H<sub>2</sub> та азоту, що утворюються в горновому газі, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup> кд;

$W_{кд}$  – тепломісткість комбінованого дуття (кд), кДж/м<sup>3</sup> кд;

$h'_c$  – тепломісткість вуглецю коксу, який горить на фурмах. Його значення визначається за формулою:

$$h'_c = 0,536(CO_{Г} - \gamma \cdot \delta - 0,0018667v_{нен}C^P) \times (1,482t_{Г} - 466,83), \text{ кДж/м}^3\text{ кд}, \quad (2)$$

де  $\gamma$  – кількість вуглецю, що утворюється в горні печі від розкладання м<sup>3</sup> відновного (природного) газу, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>;

$\delta$  – вміст у комбінованому дутті відновного газу, частка одиниці об'єму;

$v_{нен}$  – витрата пиловугільного палива в дутті, г/м<sup>3</sup> дуття;

$C^P$  – вміст у пиловугільному паливі вуглецю, частка одиниці маси.

При окисненні заліза на фурмах температуру горіння визначали за наступною формулою:

$$t_{FeO} = \frac{5250CO_2(1-z) + 12047,83zCO_2 + W_{кo} + h_c''}{C_{co} \cdot CO_2(1-z) + C_n \cdot H_o + zCO_2 \cdot C_{FeO} + C_N \cdot N_o}, \text{ } ^\circ C, \quad (3)$$

де  $z$  – частка  $CO$  горнового газу, яка умовно витрачається на окиснення заліза за реакцією  $CO + Fe = FeO + C$ .

Тепломісткість вуглецю коксу, який горить на фурмах ( $h_c''$ ), визначали за формулою:

$$h_c'' = 0,536[CO_2(1-z) - \gamma\delta - 0,0018667v_{nen}C^p](1,482t_m - 466,83), \text{ кДж/м}^3\text{кд} \quad (4)$$

Теплота утворення  $FeO$  складає  $12047,83 \text{ кДж/м}^3 \text{ FeO}$ .

Результати моделювання наведено в табл. 1.

Таблиця 1 – Залежність  $t_{FeO}$  та  $CO$  від міри окиснення заліза на фурмах  $z$

$Z$	$t_{FeO}, ^\circ C$	$\Delta t = t_{FeO} - t_m, ^\circ C$	$CO, \%$	$\Delta CO, \%$
0,00	1965	0,00	37,968	0,00
0,05	2039	74	36,767	-1,201
0,10	2111	146	35,519	-2,449
0,15	2180	215	34,221	-3,747
0,20	2248	283	32,87	-5,098
0,25	2314	349	31,462	-6,506
0,30	2379	414	29,994	-7,974
0,35	2441	476	28,461	-9,507
0,40	2503	538	26,86	-11,108
0,45	2562	597	25,185	-12,783
0,50	2621	656	23,432	-14,536

Видно, що (в умовах, близьких до роботи доменних печей ДМК) збільшення витрати кисню, що поступає в горн печі, на окиснення заліза, супроводжується суттєвим підвищенням температури горіння та зменшенням  $CO$  в горновому газі.

Такий характер зміни температури фурмених вогнищ спостерігався під час довгострокового її вимірюванні спеціальним датчиком [3, 4]. Але тепер по іншому можна пояснювати характер зміни температури фурмених вогнищ: коливання температури з амплітудою від  $100$  до  $300^\circ C$  якраз і визначаються зміною процесу окиснення елементів чавуну, а не характером надходження коксу в зону горіння, як стверджувалося раніше [3]. З цього погляду можна також пояснити результати досліджень взаємозв'язку між температурою фурмених вогнищ і вмістом кремнію в чавуні, в яких отримані значення коефіцієнта парної кореляції не перевищували величини  $0,5$  [3-5]: якщо окиснення елементів чавуну на формах стабільне, то температура фурмених вогнищ може відображати тепловий стан горну і залежність вмісту кремнію в чавуні від температури фурм буде тісною і прямою; при суттєвому коливанні окиснення елементів чавуну залежність вмісту кремнію в чавуні від температури фурм буде зворотною; одночасне коливання цих факторів може привести до зниження и відсутності тісноти взаємозв'язку.

Такий же характер коливання температури фурмених вогнищ спостерігався при вимірюванні температури термодатчиками, які вбудовані в носок фурми [6].

Тепер стає очевидним, чому дослідники та розробники алгоритмів прогнозування параметрів якості чавуну не змогли знайти методу точного визначення вмісту в чавуні кремнію, сірки та його температури у наступних випусках. Це зробити було і неможливо, оскільки найдосконаліші алгоритми не могли враховувати коливання процесів окиснення елементів чавуну на фурмах та їх повторного прямого відновлення нижче фурм.

Отже, виявлено коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах та його вплив на температуру у верхній зоні горну і в шахті, а також на якість чавуну. Але ще не знайдено методу керування цим процесом або компенсації його впливу. Очевидно тільки, що оптимальною організацією технологічного процесу (розподіл шихтових матеріалів та газового потоку по перерізу печі, розподіл дуття та добавок до нього (природний газ, пиловугільне паливо тощо) по фурмах, об'єм окиснювальної зони, стабілізація температури фурмених вогнищ тощо) зменшить ризик такого коливання.

Можливо на окиснення елементів чавуну на фурмах впливає „окиснювальний потенціал” фурменого вогнища ( вміст кисню в дутті, його вологість і температура, концентрація паливної добавки в дутті, розмір окиснювальної зони тощо). Виникає запитання: чи стабілізацією температури горіння на фурмах буде стабілізуватися окиснення чавуну? Якщо так, то вихід може бути наступним: при підвищенні температури фурмених вогнищ збільшують вологість дуття або витрату паливної добавки; при зниженні температури фурмених вогнищ збільшують витрату кисню чи температуру дуття. Таким чином, стабілізуючи температуру горіння, будемо стабілізувати окиснення елементів чавуну на фурмах та його вплив на якість чавуну.

Якщо ж стабілізація температури горіння не буде впливати на окиснення елементів чавуну на фурмах ( ми будемо тільки гасити температуру горіння від збільшеного окиснення елементів чавуну), то отримаємо протилежний результат від стабілізації.

Контролювати коливання процесу окиснення заліза на фурмах можна за інформацією про склад колошникового газу, теоретичну температуру горіння і температуру фурмених вогнищ, яку необхідно контролювати спеціальними датчиками. При цьому доцільно, щоб датчики температури фурмених вогнищ відображали реальну температуру. В таких випадках зміна окиснення елементів чавуну на фурмах буде супроводжуватися зміною різниці між температурою фурмених вогнищ і теоретичною температурою.

Склад колошникового газу необхідно контролювати мало інерційними газоаналізаторами з незначним часом запізнення (до 1 хв), оскільки зразу ж після окиснення заліза на фурмах через 10- 20 хв починається його пряме відновлення.

Контроль температури фурмених вогнищ не завжди забезпечено. В таких випадках необхідно контролювати температуру в шахті печі за допомогою спеціальних зондів, а коливання процесу вторинного окиснення елементів чавуну на фурмах визначати за приростом температури в шахті та порівнянням його з приростом теоретичної температури і зміною суми ( $CO + CO_2$ ) в колошниковому газі.

Метод контролю коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах і їх повторного прямого відновлення полягає в наступному.

Контролюють інформацію про наступні технологічні параметри: витрата дуття, природного газу, пиловугільного палива, пари на зволоження дуття, технологічного кисню; температура фурмених вогнищ; температура в середині шахти; температура дуття, його вологість та вміст ньому кисню; вміст у колошниковому газі  $CO$ ,  $CO_2$  і  $H_2$ ; температура чавуну і шлаку під час їх випуску; вміст у чавуні кремнію та сірки. Датчики інформації опитують з частотою 1 раз за 30 с. Інформація усереднюється за кожні 5 10, 20, 30, 40, 50, 60 хв. та за час між випусками чавуну.

З усередненої інформації за 10 хв. визначають: середню температуру фурмених вогнищ  $\bar{t}_{\phi,10} = \sum_{i=1}^n t_{\phi,i,10} / n$ ; теоретичну температуру горіння  $t_{m,10}$  за формулою (1); суму  $(CO+CO_2)_{10}$  в колошниковому газі та температуру в шахті  $T_{n,10}$ .

Через 20 хв. за кожні 10 хв. визначають зміну усереднених за 10 хв. температури фурмених вогнищ, теоретичної температури горіння, суми  $(CO+CO_2)$  в колошниковому газі, температури фурмених вогнищ та температури в шахті  $T_{n,10}$ :

$$\Delta t_m = t_{m,10}(t) - t_{m,10}(t-1);$$

$$\Delta \Sigma = (CO + CO_2)_{10}(t) - (CO + CO_2)_{10}(t-1);$$

$$\Delta t_{\phi} = \bar{t}_{\phi,10}(t) - \bar{t}_{\phi,10}(t-1);$$

$$\Delta T_n = T_{n,10}(t) - T_{n,10}(t-1).$$

Якщо  $\Delta t_{\phi} > 50^{\circ}C$ ,  $\Delta t_m < 50^{\circ}C$ ,  $\Delta T_n > 30^{\circ}C$ , а  $\Delta \Sigma < - 0,5\%$ , то вважають, що збільшилось окиснення елементів чавуну на фурмах. Якщо ж  $\Delta t_{\phi} < - 50^{\circ}C$ ,  $\Delta t_m > - 50^{\circ}C$ ,  $\Delta T_n < - 30^{\circ}C$ ,  $\Delta \Sigma > 0,5\%$ , то вважають, що зменшилось окиснення елементів чавуну на фурмах.

При збільшенні інтенсивності окиснення елементів чавуну на фурмах очікується через 40 – 120 хвилин похолодання горну печі (зменшення температури чавуну і вмісту в ньому кремнію та збільшення вмісту сірки). При зменшенні інтенсивності окиснення елементів чавуну на фурмах очікується через 40–120 хвилин розігрівання горну печі (збільшення температури чавуну і вмісту в ньому кремнію та зменшення вмісту сірки).

Міру зміни окиснення заліза можна визначити із різниці  $\Delta = \bar{t}_{\phi,10} - t_{m,10}$ . З таблиці видно, збільшення окиснення на фурмах заліза на кожні 0,05% викликає приріст температури (в середньому) на  $70^{\circ}C$ . Тоді зміну окиснення заліза ( $\Delta z$ ) можна визначити як  $\Delta z = 0,05\Delta / 70, \%$ .

Міру зміни окиснення заліза можна визначити із приросту суми  $(CO+CO_2)$  в колошниковому газі  $\Delta \Sigma$ : З таблиці видно, що в середньому збільшення окиснення на фурмах заліза на кожні 5% викликає приріст  $\Delta \Sigma$  на 1,2%. Тоді зміну окиснення заліза ( $\Delta z$ ) можна визначити як  $\Delta z = - 0,05\Delta \Sigma / 1,2 \%$ .

Визначають зміну вмісту кремнію, сірки в чавуні та його температури від коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах:

$$\Delta Si = - \Delta z, \%; \quad \Delta S = 0,1\Delta z, \%; \quad \Delta t_{\phi} = - 400\Delta z, ^{\circ}C.$$

Визначені зміни складу та температури чавуну передаються в АСК тепловим режимом доменної плавки для уточнення їх прогнозування.

**Висновки.** Обґрунтовано необхідність контролю коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах доменної печі і їх повторного прямого відновлення. Доведено, що відсутність такого контролю не дозволяло вирішити проблему контролю, прогнозування та стабілізації якості чавуну з необхідною точністю. Розроблено метод комп'ютерного контролю коливання процесу окиснення елементів чавуну на фурмах доменної, що дозволяє визначати додаткову зміну вмісту в чавуні кремнію, сірки та його температури. На основі цих змін буде корегуватися остаточне прогнозне значення параметрів якості чавуну, що здійснюється АСК якістю чавуну. Для реалізації системи необхідна достовірна інформація про температуру фурмених вогнищ, температуру в шахті печі, склад колошникового газу, кількість та склад комбінованого дуття та температуру дуття.

ЛІТЕРАТУРА

1. Исследование взаимосвязи между температурой в шахте доменной печи и параметрами процесса / Б.П.Довгалюк, А.И.Парфенов, Н.М.Ярошенко и др.//Сталь. 1975. – № 12. – С.1073-1075.
2. Довгалюк Б.П. АСУ ТП доменной печи. Дніпродзержинськ: ДДТУ,1998. – 170с.
3. Пристрій для контролю температури фурменної зони /Б.П.Довгалюк, А.В.Клименко, Б.И.Марейчев и др. //Автоматизация горнорудного и металлургического производства. К.: Техніка,1968. – С.30-34.
4. Клименко А.В., Довгалюк Б.П., Илюнин С.Т. Контроль нагрева нижней части доменной печи по температуре фурменной зоны // Контроль и регулирование параметров доменного процесса. К.: Наукова думка, 1972. – С.234-242.
5. Капелистый А.И., Шумилов К.А., Микрюков Б.Г. Статистические исследования зависимости между средней температурой фурменных зон доменной печи и содержанием кремния в чугуне // Контроль и регулирование параметров доменного процесса. К.: Наукова думка, 1972. – С.228-234.
6. Контроль и регулирование теплового режима фурменных зон доменной печи / В.Г.Макиенко, Р.С.Думбур, Ю.В.Серов и др.//Металлург,1998. – №4. – С.30-31.
7. Апарин Б.В., Грузинов В.К., Дикалов Б.А. Контроль теплового состояния доменной печи по положению изотермической зоны // Сталь, 1968. – № 5. – С.406-408.

УДК 628.511:62.784.4

ЮДИНА С.А., ст. викладач  
ТОЛОК А.А., к.т.н., доцент  
КРЮКОВСКАЯ О.А., к.т.н., доцент  
ЮДИН С.В., зам.нач. КЦ ДМКД\*

Днепродзержинский государственный технический университет  
\*ОАО «Днепровский металлургический комбинат им. Дзержинского»

**ИССЛЕДОВАНИЕ КОМПЛЕКСА МЕР ПО УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЮ  
УСЛОВИЙ ТРУДА РАБОТНИКОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА  
УКРАИНЫ**

*На основі аналізу існуючих методів дослідження розроблені практичні рекомендації щодо забезпечення санітарно-гігієнічних умов при запровадженні сучасної техніки безпеки (на прикладі освоєння машин безперервного лиття заготовки (МБЛЗ) на ВАТ «ДМКД».*

*На основании анализа безопасности (на примере освоения машин существующих методов исследования разработаны практические рекомендации по обеспечению санитарно-гигиенических условий при внедрении современной техники непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) на ОАО «ДМКД».*

*On the grounds of analysis existing methods of the study is designed practical recommendations on provision sanitary-hygenic conditions when introducing the modern safety (on example of the mastering the continues casting machines (MNLZ) on ОАО "DMKD".*



**Введение.** Переход на экономические методы управления условиями и охраной труда требует, во-первых, теоретической разработки существующих проблем на основе объективных экономических законов и реального положения дел; во-вторых, изучения и распространения передового опыта предприятий в сфере условий и охраны труда как составной части их экономической и социальной направленности для обеспечения максимального эффекта их деятельности.

Улучшение условий и охраны труда имеет огромное социальное и экономическое значение. Социальная значимость их выражается в сокращении числа несчастных случаев, профессиональной и производственно обусловленной общей заболеваемости, снижении интенсивности труда. Человек является главной производительной силой и ценностью общества, что определяет основное экономическое значение условий и охраны труда, так как от них во многом зависят работоспособность человека, уровень его трудовой и социальной активности, производительность труда, продолжительность жизни и трудовой деятельности.

Горно-металлургический комплекс Украины, основной базой которого является Донецкая и Днепропетровская область, на протяжении длительного времени сталкивается с проблемами практической реализации мер по техническому перевооружению отрасли, внедрению наиболее прогрессивных техники и технологий, механизации и автоматизации, роботизации и компьютеризации производственных и трудовых процессов, разработке и широкому использованию современных технических средств безопасности и производственной санитарии.

**Постановка задачи.** Теоретические исследования направлены на практическую реализацию комплекса мер по использованию экономических методов в области улучшения условий труда в практике металлургических предприятий. На примере освоения машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) на ОАО «ДМКД» планируется разработка практических рекомендаций по обеспечению санитарно-гигиенических условий при внедрении современных средств безопасности, согласно международных и государственных стандартов ГСТУ 9001–2001 «Системы управления качеством. Требования» и ГСТУ «Системы управления окружающей среды».

**Результаты работы.** Экономическое значение охраны труда наиболее полно проявляет себя в повышении его производительности. В свою очередь повышение эффективности производства создает возможности для дальнейшего совершенствования условий и охраны труда. Таким образом, существует сложная взаимозависимость экономической и социальной сторон в процессе улучшения условий и охраны труда. Действительно, сохранение здоровья трудящихся, увеличение продолжительности жизни, создание необходимых условий для наиболее полного и всестороннего развития физических и духовных способностей человека в процессе его трудовой деятельности, превращение труда в первую жизненную потребность - все это основные социальные задачи, на решение которых направлены нормализация и оптимизация труда.

Сбор имеющихся на предприятии материалов заключается в систематизации сведений о состоянии условий и охраны труда, которыми располагают службы безопасности, лаборатория охраны труда, медицинская служба предприятия, промышленный отдел районной санитарно-эпидемиологической службы, а также службы и отделы предприятия: главного энергетика, главного механика, центральная лаборатория механизации и автоматизации, отдел кадров, отдел научной организации труда и заработной платы, технический инспектор, комиссия по охране труда профкома. Анкетирование дает возможность выявить уровень удовлетворенности работников по составляющим охраны труда. Степень удовлетворенности исследуют в зависимости от объективной характеристики того или иного фактора, определяющего санитарно-гигиенические условия труда, и профессионально-квалификационного состава опрошенных лиц. Специ-

альные исследования проводят в зависимости от того, насколько полно собранные материалы отражают действительные условия и состояние охраны труда на предприятии, и их взаимосвязь с социальным развитием трудового коллектива.

Сравнительный анализ условий труда на момент реконструкции предприятия указан в таблице 1.

Анализируемый период	Температура воздуха, °С		Влажность, %		Скорость движения воздуха, м/с		Шум, дБА		Вибрация, м/с		Освещение природное, %		Искус. освещение, лк	
	н	ф	н	ф	н	ф	н	ф	н	ф	н	ф	н	ф
теплый период	21-23	25-28	40-60	50-55	0,3	0,4	70	76	0,1	0,1	4	1,5	300	220
холодный период	18-20	15-16	70-80	70-80	0,2	0,25	67	75	0,2	0,15	5	1,7	200	180

Одним из основных заданий экономического обоснования мероприятий по улучшению условий и охраны труда является выделение затрат на реализацию мероприятий, которые включают капитальные вложения и эксплуатационные затраты.

При проведении анализа одноразовые затраты, используемые для создания основных фондов для улучшения условий и охраны труда, относим в группу «капитальные вложения».

К эксплуатационным затратам относим:

- текущие затраты на содержание и обслуживание основных фондов;
- дополнительные текущие затраты на содержание и обслуживание основного технологического оборудования при его усовершенствовании с целью улучшения условий труда и предупреждения травматизма;
- затраты и проведение мероприятий по охране труда за счет участков и общезаводских затрат.

Результаты исследований показывают, что на 15...20% возрастает продуктивность труда при внедрении мероприятий по улучшению условий труда, обеспечивающих безопасную эксплуатацию оборудования; снижение степени воздействия вредных факторов производства на работающих; нивелирование количества самих вредных факторов производства. Разрабатываемый комплекс мероприятий по улучшению условий труда в период реконструкции, технического перевооружения и освоения новых технологий производства обеспечит снижение уровня травматизма, профзаболеваний и позволит обеспечить работу технологического персонала в условиях снижения ПДК вредных веществ, шума, вибрации, излучения.

На предприятиях металлургической отрасли вопросы охраны труда становятся предметом не только экономических, но и социологических исследований, так как меры по совершенствованию условий и охраны труда играют важную роль как в повышении эффективности производства вследствие более полного использования рабочего времени, основных производственных фондов, сокращения непроизводительных расходов, так и в темпах социального развития трудовых коллективов. В связи с этим в планировании социального развития на предприятиях черной металлургии наметился существенный прогресс в разработке и решении указанных вопросов. Основное внимание теперь направлено не только на уменьшение доли работ с неблагоприятными условиями труда, сокращение производственного травматизма и заболеваемости, улучшение режима труда и отдыха, но и на учет конечной социальной и экономической эффективности мероприятий.

Важным элементом планирования является улучшение условия труда женщин. Применение женского труда не характерно для металлургического производства, однако, в цехах, отделах, службах и лабораториях металлургических предприятий еще работает значительное число женщин. Это выдвигает дополнительные социальные требования при решении вопросов улучшения условий и охраны труда металлургов. Несмотря на постоянную заботу об улучшении условий труда женщин в черной металлургии, еще имеется ряд не полностью решенных проблем. Определенную сложность представляет такая, например, проблема, как освобождение женщин от работы в ночную смену в тех производствах, где существует четырехбригадный график работы.

Постоянное улучшение условий труда женщин, их производственно-бытового обслуживания является составной частью каждого плана социального развития трудового коллектива металлургического предприятия. Активное участие в планировании и осуществлении контроля за выполнением мероприятий по улучшению условий труда женщин принимают женские советы и комиссии по работе среди женщин.

Опыт работы металлургических предприятий показывает, что более полно отражают и обосновывают социальные показатели и мероприятия по улучшению условий и охраны труда те трудовые коллективы, которые четко определяют целевую направленность и последовательность проводимой работы.

За анализируемый период на предприятии проводилась планомерная работа по улучшению условий труда, созданию и обеспечению безопасных условий труда на рабочих местах, внедрен ряд организационных, технических, социально-экономических, санитарно-гигиенических и лечебно-профилактических мероприятий, направленных на предупреждение производственного травматизма. На данные мероприятия израсходовано более 3.3 млн. грн.

В ходе профилактической работы по охране труда устранено более 8 тысяч очагов травматизма, приостановилась работа более 1 тысячи единиц оборудования, которое работало с нарушением нормативных актов по охране труда, 366 раз приостанавливались, до устранения выявленных нарушений, работы.

За анализируемый период в управлении охраны труда обучены по вопросам охраны труда 1179 работников комбината, в т.ч. внепланово 176 работников, которые нарушили нормативные акты, что могло привести или привело к травме, аварии или отравлению.

За прошедший период на комбинате допущено 40 несчастных случаев, в т.ч. 2 со смертельным исходом (ЦРПО, ККЦ), против 44 несчастных случаев, в т.ч. 2 со смертельным исходом (доменный цех, ЖДЦ № 1), 1 из которых (доменный цех) групповой, в результате которого 1 работник погиб и 1 получил тяжелые травмы.

По сравнению с 2005 годом общий производственный травматизм снижен на 10%, на прежнем уровне остался травматизм со смертельным исходом, не допущено групповых несчастных случаев, на 39% снижено количество потерянных дней трудоспособности, снижены коэффициенты частоты и тяжести.

**Выводы.** При определении структуры ассигнований на охрану труда следует учитывать, что затраты на содержание и текущий ремонт различных ограждений и предохранительных приспособлений у оборудования, машин, станков, отверстий, ям, канав, люков, расходы на текущий ремонт вентиляционных установок, санитарно-бытовых устройств, на приобретение средств индивидуальной (спецодежды, спецобуви, мыла) и коллективной защиты, а также на лечебно-профилактическое питание могут быть произведены за счет ассигнований на охрану труда.

Анализ производственного травматизма показывает, что на протяжении ряда лет по-прежнему высок уровень травматизма среди работников, имеющих стаж работы, при выполнении которой допущен несчастный случай, – до пяти лет – 22 несчастных

случая или 55%, которые еще не успели приобрести достаточных навыков безопасного выполнения работ.

33 несчастных случая в отчетном году произошли по организационным причинам, из ни 28 несчастных случаев допущено по причине нарушения трудовой и производственной дисциплины, что говорит о том, что отдельные руководители в процессе производства, в нарушение своих должностных обязанностей, не организуют и не контролируют безопасное производство работ, а рабочие, пользуясь отсутствием контроля, не соблюдают требования инструкций по охране труда.

В целях снижения производственного травматизма и заболеваемости на производстве, дальнейшего совершенствования форм и методов управления охраны труда, повышения уровня оснащенности средствами охраны труда на предприятии принят комплекс мероприятий «О едином плане по повышению уровня оснащенности техническими средствами охраны труда и промсанитарии, предупреждения производственного травматизма и профессиональной заболеваемости в 2007 году».

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Планирование условий труда/ Чумаченко П.Г., Амоша А.И., Гуков В.П. и др. – Киев: Наукова думка, 1982. – 344с.
2. Магазири З.Г. Совершенствование трудовых процессов на металлургическом предприятии //Науч. тр./МИСиС, 1977, № 81. – С.159-163.
3. Условия труда в регионе /Амоша А.И., Новикова О.Ф., Рубин В.С. и др. - Киев. Наукова думка. – 1985. – 254с.
4. Бринза В.Н., Векшин В.С., Потоцкий Е.П. Математическое моделирование условий труда в металлургии. – М.: Металлургия, 1983. – 158с.
5. Охрана труда и социальное развитие металлургических предприятий/ Под ред. М.М.Зиньковского. – М.: Металлургия, 1982. – 80с.
6. Зиньковский М.М. Основные фонды социального назначения черной металлургии. – М.: Металлургия, 1983. – 88с.

УДК [621.743:66.046.1]:536.331.001.57

БАБЕНКО М.В., к.т.н., доцент  
БРОДСКИЙ А.С.,\* к.т.н., гл. инженер  
ВОЛОШИН Р.В., аспирант  
ЖУЛЬКОВСКАЯ И.И., к.т.н., доцент  
ИГНАТЕНКО Л.А., аспирантка

Днепродзержинский государственный технический университет  
\*ООО «Техноинжиниринг»

#### **АЛГОРИТМ РАСЧЕТА РАДИАЦИОННОГО НАГРЕВА СТЕРЖНЯ ПРИ ЗАПОЛНЕНИИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОЙ ФОРМЫ**

*В статті розглянуто алгоритм розрахунку радіаційної складової в складному теплообміні при заповненні металургійної форми зі стержнем, який розташовано вздовж осі форми. Розглянута фундаментальна задача радіаційного теплообміну в системі чотирьох дифузно-сірих поверхонь.*

*В статье рассмотрен алгоритм расчета радиационной составляющей в сложном теплообмене при заполнении формы со стержнем, расположенном вдоль оси*

формы. Рассмотрена фундаментальная задача радиационного теплообмена в системе четырех диффузно-серых излучающих поверхностей.

*The method of calculation of radiation constituent in a difficult heat exchange at filling of form with a bar is considered in the article. The fundamental task of radiation heat exchange in the system of four diffusely-grey radiative surfaces is considered.*

**Введение.** Разработка современных металлургических теплотехнологий сопряжена с необходимостью проведения комплекса широкомасштабных экспериментов. Сложность таких исследований, а также многомерность и нелинейность изучаемых явлений определяют применение математического моделирования как основного, и, пожалуй, единственного метода полного теоретического исследования процессов сложного теплообмена в высокотемпературных металлургических системах [1].

В работе [2] разработаны рациональные режимы плавления алюминиевых стержней с защитным покрытием, обеспечивающие максимальный раскисляющий эффект и усвоение алюминия при внепечной доводке стали. Технология раскисления металла алюминием, которая заключается во вводе под уровень металла двух комплектов алюминиевых чушек (вставок) с плавкими защитными оболочками, устанавливаемых в 250-т ковш до выпуска плавки, является одной из наиболее эффективных ресурсосберегающих технологий внепечной обработки стали. Аналогичная работе [2] предложена технология применения шлакообразующих материалов при разливке и затвердевании слитка в изложнице в виде монолитной конструкции (трубы, стержня), Основная цель данной технологии – это увеличение массы шлака, вступающего во взаимодействие с металлом, и, как следствие, продолжение рафинирования жидкой стали после конца разливки [3].

Для указанных технологий общим является процессы нагрева и затвердевания (плавления) металла на поверхности стержня. Анализ публикаций, связанный с математическим моделированием данных технологий показал, что в них не учитывался радиационный теплообмен между стержнем, поверхностью металла и стенками ковша или изложницы. В настоящей работе решена фундаментальная задача радиационного теплообмена и разработан алгоритм расчета и оценка радиационной составляющей сложного теплообмена при сифонном заполнении литейной формы со стержнем, предварительно установленного вдоль оси формы.

**Постановка задачи.** Дана литейная форма со стержнем, который закреплен неподвижно с тем условием, что оси стержня и литейной формы совпадают. Необходимо рассмотреть радиационную составляющую сложного теплового обмена в системе литейная форма – стержень.

Ввиду известной сложности численной реализации задач теплопереноса, инженерные расчеты сложного теплообмена можно проводить на основе принципа аддитивности – отдельно и независимо вычислять тепловые потоки различной природы, а полученные результаты суммировать [4], т.е. в случае радиационно-конвективного теплообмена:

$$q = q_r + q_k, \quad (1)$$

где  $q_r$  – радиационная составляющая сложного теплообмена;

$q_k$  – конвективная составляющая сложного теплообмена.

При решении задачи сделаем допущения о диффузности излучения и отражения и сером излучении. В такой постановке для решения задачи требуется минимальная исходная информация – значения радиационных и оптико-геометрических характеристик рассматриваемой системы тел. Сложность расчета теплового режима в системе форма–

стержень состоит в необходимости решения фундаментальной задачи радиационного теплообмена в системе четырех диффузно-серых излучающих поверхностей [5].

Процесс сифонного заполнения литейной формы со стержнем можно условно разбить на два этапа (рис.1): а) зеркало металла не соприкасается с поверхностью стержня; б) зеркало металла омывает поверхность стержня.

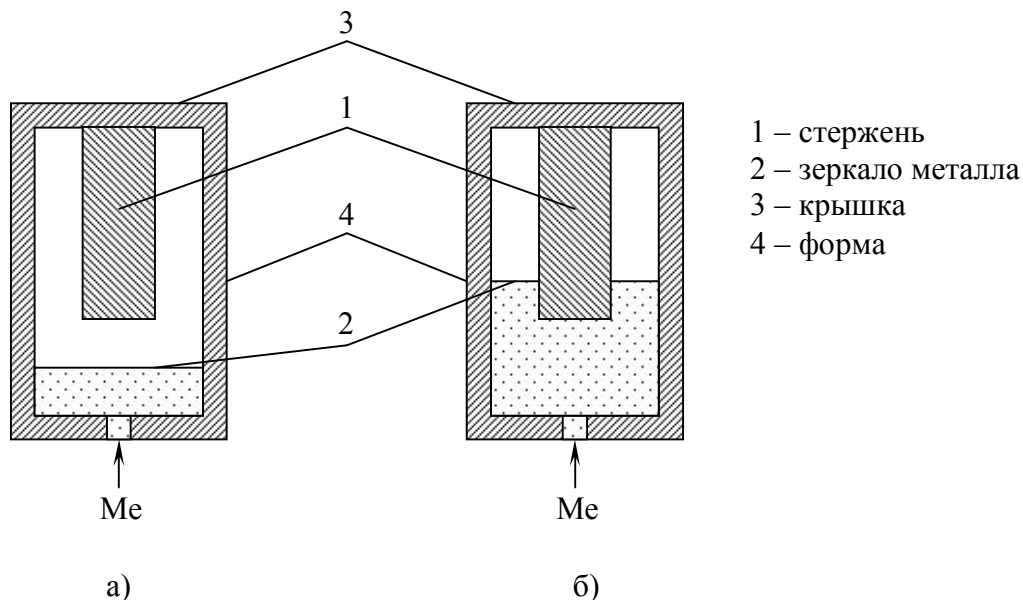


Рисунок 1 – Схема заполнения литейной формы со стержнем при сифонной подаче металла

**Результаты работы. I этап.** При рассмотрении I этапа заполнения формы (рис.2, а) требуется решение фундаментальной задачи радиационного теплообмена отдельно для нижней торцевой (рис.2, б) и боковой (рис.2, в) поверхностей. Объем формы условно разбиваем на два яруса. Дополним систему поверхностей условной поверхностью 3', причем  $\varphi_{13} = \varphi_{13'}$ ,  $r_{3'} = 0$  (рис. 2,а).

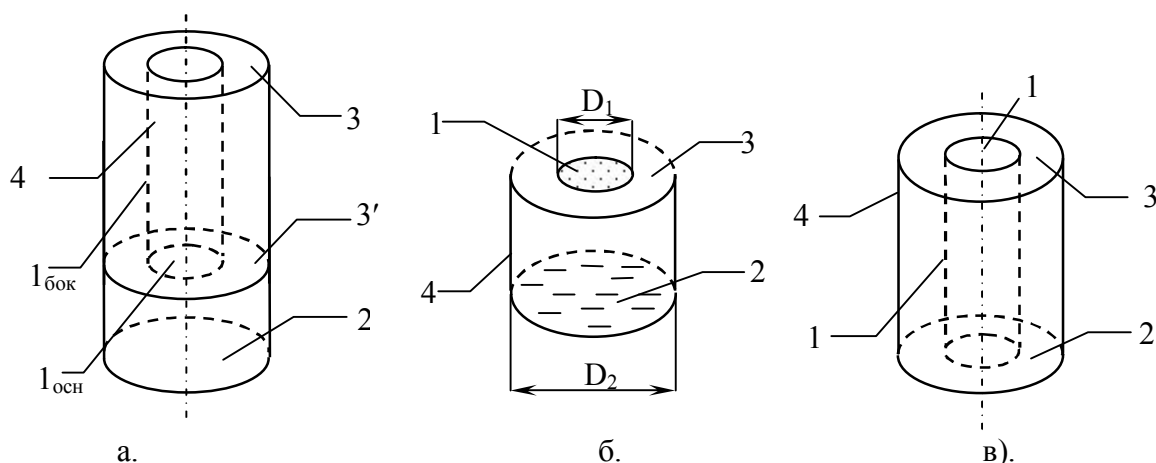


Рисунок 2 – К расчету радиационного теплообмена (I этап – а., б. в., II этап – в))

Расчет радиационной составляющей сложного теплообмена возможен на базе интегральных уравнений, составленных для плотности потока результирующего излучения

$$q_r = \sigma_0 a_1 \sum_{j=2}^4 a_j \Phi_{1j} (T_j^4 - T_1^4), \quad (2)$$

где  $\sigma_0$  – постоянная Стефана-Больцмана;  
 $a$  – поглощательная способность,  
 $T$  – температура соответствующей поверхности;  
 $\Phi_{1j}$  – средние разрешающие угловые коэффициенты излучения

$$\Phi_{12} = \frac{\Delta_{21}}{r_2 D_0}; \quad \Phi_{13} = \frac{\Delta_{31}}{r_3 D_0}; \quad \Phi_{14} = \frac{\Delta_{41}}{r_4 D_0},$$

$$D_0 = \begin{vmatrix} 1 - r_1 \varphi_{11} & -r_2 \varphi_{12} & -r_3 \varphi_{13} & -r_4 \varphi_{14} \\ -r_1 \varphi_{21} & 1 - r_2 \varphi_{22} & -r_3 \varphi_{23} & -r_4 \varphi_{24} \\ -r_1 \varphi_{31} & -r_2 \varphi_{32} & 1 - r_3 \varphi_{33} & -r_4 \varphi_{34} \\ -r_1 \varphi_{41} & -r_2 \varphi_{42} & -r_3 \varphi_{43} & 1 - r_4 \varphi_{44} \end{vmatrix},$$

$\Delta_{21}, \Delta_{31}, \Delta_{41}$  – алгебраические дополнения детерминанта  $D_0$ .

Найдем плотность потока результирующего излучения для нижней торцевой поверхности (рис.2, б).

$$q_1 = \sigma_0 a_1 a_2 \Phi_{12} (T_2^4 - T_1^4) + \sigma_0 a_1 a_3 \Phi_{13} (T_3^4 - T_1^4) + \sigma_0 a_1 a_4 \Phi_{14} (T_4^4 - T_1^4) \quad (2.1)$$

$$\Delta_{21} = -[(-r_2 \varphi_{12}) \cdot (1 - r_4 \varphi_{44}) - r_2 \varphi_{42} \cdot r_4 \varphi_{14}];$$

$$\Delta_{31} = 0;$$

$$\Delta_{41} = -[r_2 \varphi_{12} \cdot r_4 \varphi_{24} + r_4 \varphi_{14} \cdot (1 - r_2 \varphi_{22})]$$

Указанные четыре поверхности образуют замкнутую систему, для которой в соответствии со свойством замыкаемости  $\sum_{j=1}^5 \varphi_{ij} = 1$ .

Алгебраическим методом находим коэффициенты  $\varphi_{ij}$ .

На основании свойства взаимности угловых коэффициентов получили систему уравнений для нахождения угловых коэффициентов излучения:

$$\begin{cases} \varphi_{12} + \varphi_{13} + \varphi_{14} = 1; \\ \varphi_{21} + \varphi_{23} + \varphi_{24} = 1; \\ \varphi_{31} + \varphi_{32} + \varphi_{34} = 1; \\ \varphi_{41} + \varphi_{42} + \varphi_{43} + \varphi_{44} = 1, \end{cases} \quad (3)$$

где соответствующие угловые коэффициенты находим для пар взаимодействующих тел.

Для системы поверхностей зеркало металла (2) – нижняя торцевая поверхность (1)

$$\varphi_{21} = \frac{1}{2} \left( Z - \sqrt{Z^2 - 4 \cdot R^2 \cdot H^2} \right), \quad (4)$$

$$R = R_1 / (h_{\text{ф}} - h_{\text{ст}}),$$

$$Z = 1 + \left( 1 + R^2 \right) \cdot H^2,$$

$$H = (h_{\text{ф}} - h_{\text{ст}}) / R_2 \quad (h_{\text{ф}} - \text{высота формы, } h_{\text{ст}} - \text{высота стержня}).$$

На основе свойства взаимности излучения

$$\varphi_{12} = \varphi_{21} \frac{F_2}{F_1}. \quad (5)$$

Для системы поверхностей зеркало металла (2) – замыкающее кольцо (3)

$$\varphi_{32} = \left(1 + \frac{F_1}{F_3}\right) \varphi_{31,2} - \frac{F_1}{F_3} \varphi_{1,2} = (1 + R) \varphi_{31,2} - R \varphi_{12}, \quad (6)$$

где 
$$R = \frac{R_2^2}{R_2^2 - R_1^2}.$$

Коэффициент  $\varphi_{31,2}$  рассчитывается по формуле (4).

$$\varphi_{23} = \varphi_{32} \frac{F_1 - F_2}{F_2}.$$

Так как поверхности 3 и 1 лежат в одной плоскости, то  $\varphi_{31} = \varphi_{13} = 0$ .

В итоге система уравнений (3) с учетом (4), (5) и (6) преобразуется к виду:

$$\begin{cases} \varphi_{14} = 1 - \varphi_{21} \frac{F_2}{F_1}; \\ \varphi_{24} = 1 - \varphi_{21} - \varphi_{32} \frac{F_1 - F_2}{F_2}; \\ \varphi_{34} = 1 - \varphi_{32}; \\ \varphi_{44} = 1 - \varphi_{14} \frac{F_1}{F_4} - \varphi_{24} \frac{F_2}{F_4} - \varphi_{34} \frac{F_2 - F_1}{F_4}, \end{cases} \quad (7)$$

где  $F_i$  – площадь  $i$ -ой поверхности ( $F_1 = \pi R_1^2$ ,  $F_2 = \pi R_2^2$ ,  $F_3 = F_2 - F_1$ ,

$$F_4 = 2\pi R_2^2 (h_{\Phi} - h_{CT})).$$

Среднезональную плотность потока результирующего излучения поверхности (1) (рис.2, в) вычисляем по формуле:

$$q_1 = \sigma_0 a_1 a_2 \Phi_{12} (T_2^4 - T_1^4) + \sigma_0 a_1 a_3 \Phi_{13} (T_3^4 - T_1^4) + \sigma_0 a_1 a_4 \Phi_{14} (T_4^4 - T_1^4) \quad (8)$$

$$\Delta_{21} = (-r_2 \varphi_{12}) \cdot (1 - r_3 \varphi_{33}) \cdot (1 - r_4 \varphi_{44}) - r_2 \varphi_{12} \cdot r_1 \varphi_{34} \cdot r_3 \varphi_{43} + r_3 \varphi_{13} \cdot r_2 \varphi_{32} \cdot (1 - r_4 \varphi_{44}) + r_3 \varphi_{13} \cdot r_4 \varphi_{34} \cdot r_2 \varphi_{42} + r_4 \varphi_{14} \cdot r_2 \varphi_{32} \cdot r_3 \varphi_{43} + r_4 \varphi_{14} \cdot r_2 \varphi_{42} \cdot (1 - r_3 \varphi_{33});$$

$$\Delta_{31} = r_2 \varphi_{12} \cdot r_3 \varphi_{23} \cdot (1 - r_4 \varphi_{44}) + r_2 \varphi_{12} \cdot r_4 \varphi_{43} \cdot r_4 \varphi_{24} + r_3 \varphi_{13} \cdot (1 - r_2 \varphi_{22}) \cdot (1 - r_4 \varphi_{44}) - r_3 \varphi_{13} \cdot r_4 \varphi_{24} \cdot r_2 \varphi_{42} + r_4 \varphi_{14} \cdot r_3 \varphi_{43} \cdot (1 - r_2 \varphi_{22}) + r_4 \varphi_{14} \cdot r_2 \varphi_{42} \cdot r_3 \varphi_{23};$$

$$\Delta_{41} = r_2 \varphi_{12} \cdot r_3 \varphi_{23} \cdot r_4 \varphi_{34} + r_2 \varphi_{12} \cdot r_4 \varphi_{24} \cdot (1 - r_3 \varphi_{33}) + r_3 \varphi_{13} \cdot r_4 \varphi_{34} \cdot (1 - r_2 \varphi_{22}) + r_3 \varphi_{13} \cdot r_2 \varphi_{32} \cdot r_4 \varphi_{24} + r_4 \varphi_{14} \cdot (1 - r_2 \varphi_{22}) \cdot (1 - r_3 \varphi_{33}) - r_4 \varphi_{14} \cdot r_2 \varphi_{32} \cdot r_3 \varphi_{23}.$$

В результате получили задачу, для решения которой находим угловые коэффициенты для пар взаимодействующих тел.

Для системы поверхностей: два соосных цилиндра – боковая поверхность стержня (1) и поверхность формы (4)

$$\varphi_{41} = R \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\pi} \arccos\left(\frac{X}{Z}\right) \right] - \frac{\pi}{4} \frac{Z}{H} - \frac{1}{2\pi H} \cdot \left[ \sqrt{(X+2)^2 - 4R^2} \arccos\left(\frac{RX}{Z}\right) - X \arcsin R \right].$$

Поверхность формы является вогнутой и поэтому излучает на себя



$$\varphi_{44} = 1 - R + \frac{H}{4} + \frac{2R}{\pi} \operatorname{arctg} \left( \frac{2\sqrt{1-R^2}}{H} \right) + \frac{H}{2\pi} \arcsin(1-2R^2) - \frac{\sqrt{H^2+4}}{2\pi} \cdot \left[ \frac{\pi}{2} + \arcsin \left( 1 - \frac{2R^2 H^2}{H^2 - 4R^2 + 4} \right) \right],$$

Локальные угловые коэффициенты для системы поверхностей: элементарное кольцо замыкающей поверхности (2) и соосно расположенный, перпендикулярный кольцу прямой круговой цилиндр (1). По аксиоме аддитивности, применив алгебру потоков излучения, получим:

$$\varphi_{21} = \frac{H}{1-R^2} (R - \varphi_{41}).$$

Локальные угловые коэффициенты для системы поверхностей: элементарное кольцо замыкающей поверхности (2) и прямой круговой цилиндр формы (4)

$$\varphi_{24} = \frac{H}{1-R^2} (1 - \varphi_{41} - \varphi_{44}),$$

где  $R = \frac{R_1}{R_2}$ ;  $H = \frac{h_{\text{ст}}}{R_2}$ ;  $X = H^2 + R^2 - 1$ ;  $Z = H^2 - R^2 + 1$ .

Угловые коэффициенты для системы поверхностей: два кольца в параллельных плоскостях с центрами на общей нормали: плоскость замыкающей поверхности (2) и поверхность крышки (3) без учета верхней и нижней торцевых поверхностей стержня

$$\varphi_{23} = \left( 1 + \frac{F_1}{F_3} \right) (\varphi_{31,21} - \varphi_{31,1}) - \frac{F_1}{F_3} (\varphi_{1,21} - \varphi_{1,1}).$$

Коэффициенты,  $\varphi_{31,21}$ ,  $\varphi_{31,1}$ ,  $\varphi_{1,21}$ ,  $\varphi_{1,1}$  рассчитываем по формуле (4).

Исходя из закона Кирхгофа,  $\varepsilon = 1 - r = a$ .

*II этап.* При рассмотрении II этапа заполнения формы (рис.2, в) требуется решение фундаментальной задачи радиационного теплообмена только для боковой поверхности. Расчет аналогичен расчету плотности потока результирующего излучения для боковой поверхности этапа I.

**Выводы.** Разработанный алгоритм учета результирующего излучения может использоваться для расчета сложного теплообмена при сифонной разливке металла в изложницу со стержнем или при заполнении сталеразливочного ковша с установленными стержнями при внепечной доводке стали.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Белоцерковский О.М. Численное моделирование в механике сплошных сред. – М.: Наука, 1984. – 520с.
2. Бабенко М.В., Огурцов А.П., Павлюченков И.А. Математическое моделирование рациональных режимов усвоения алюминиевого стержня с защитным покрытием при выпуске металла в сталеразливочный ковш//Математичне моделювання. – 2005. – № 2 (14). – С.35-38.
3. Огурцов А.П., Павлюченков И.А., Самохвалов С.Е. и др. Численное исследование гидродинамики заполнения изложницы со стержнем// Наука производству. – К.: Вища школа. – 1991. – С.9-12.
4. Теоретические основы теплотехники. Теплотехнический эксперимент: справочник /Под общ. ред. В.А.Григорьева и В.М.Зорина. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 560с.
5. Теплообмен излучением: Справочник /А.Г. Блох, Ю.А. Журавлев, Л.Н. Рыжков. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 432с.