

РОЗДІЛ «МЕТАЛУРГІЯ»

УДК 669.162.267

СИГАРЕВ Е.Н., д.т.н., профессор
СИГАРЕВ Н.К., к.т.н., доцент
ГУРЖИЙ Д.О., аспирант

Днепродзержинский государственный технический университет

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ГАЗОВОЙ ФАЗЫ В КОВШЕ
С ВРАЩАЮЩЕЙСЯ ПОГРУЖНОЙ ФУРМОЙ

Введение. В соответствии с известной схемой формирования барботажной зоны при вдувании диспергированного магния через сопла погружной фурмы в расплав гранулы реагента проникают за границу газовой полости, формируемой струями газоносителя, на расстояние 8-12 диаметров частиц, где испаряются. Пузыри газообразного магния сливаются с поднимающимися пузырями газа-носителя, образуя газообразную смесь. В результате формируется газожидкостная система „пузыри смеси пара магния с газом-носителем – расплав чугуна”.

Всплывающие пузыри газообразной смеси обеспечивают перемещение расплава, циркуляционные потоки которого влияют на интенсивность массообменных процессов. Эффективность тепло- и массообмена между газовыми пузырями и жидкой ванной определяется, в основном, площадью поверхности раздела фаз. Появление и схлопывание каверн на поверхности ванны в результате выхода отдельных макропузырей усиливает волнообразование и потери металла с переливами и выбросами, снижает степень усвоения магния на серу, увеличивает тепловые потери расплава.

Постановка задачи. Как известно [1-3], использование вращающихся погружных фурм для ковшевой десульфурации чугуна порошкообразными реагентами позволяет организовать более рассредоточенный ввод реагента, повысить степень десульфурации на 20-30%, уменьшить потери тепла на 40-50%, склонность к волнообразованию и выбросам расплава из ковша.

Как показано в [4], при среднем размере включений $MgS=12$ мкм на поверхности металлической оболочки газового пузыря размером 0,1 м могут разместиться $8,86 \cdot 10^{16}$ таких частиц. Таким образом, при объеме пузыря $2,6 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3$ его реакционная поверхность используется всего на 0,1%. При размере пузыря 0,01 м возможное количество частиц MgS на его поверхности составит уже $8,86 \cdot 10^{14}$. При этом оболочка пузыря как реакционная поверхность используется на 10% и увеличение этого показателя обеспечивается дальнейшим измельчением пузырей.

Целью работы является изучение газораспределения и массообмена в жидкой ванне при вдувании газовых и газо-магниевого струй через сопла вращающейся погружной фурмы.

Результаты работы. В серии экспериментов, проведенных с использованием как неподвижных, так и вращающихся погружных фурм, установлены следующие особенности поведения ванны (табл. 1).

Прежде всего, при вращении фурмы удалось организовать обработку чугуна с существенно уменьшенным выходом неусвоенных паров магния на поверхность ванны, с незначительными проявлениями пироэффекта по мере снижения температуры чугуна с 1390 до 1280⁰С, в том числе и при уменьшении содержания серы в расплаве менее 0,01%.

Обработкой материалов видеосъемки определена усредненная скорость всплывания макропузырей магния в объеме ванны (0,21-0,54 м/с), что в сравнении со стационарными фурмами (0,46-1,32 м/с) косвенно свидетельствует об увеличении площади

контакта пузырей магния с чугуном и изменениях в распределении потоков в объеме расплава.

Таблица 1 – Показатели десульфурации чугуна при использовании стационарных и вращающихся погружных фурм

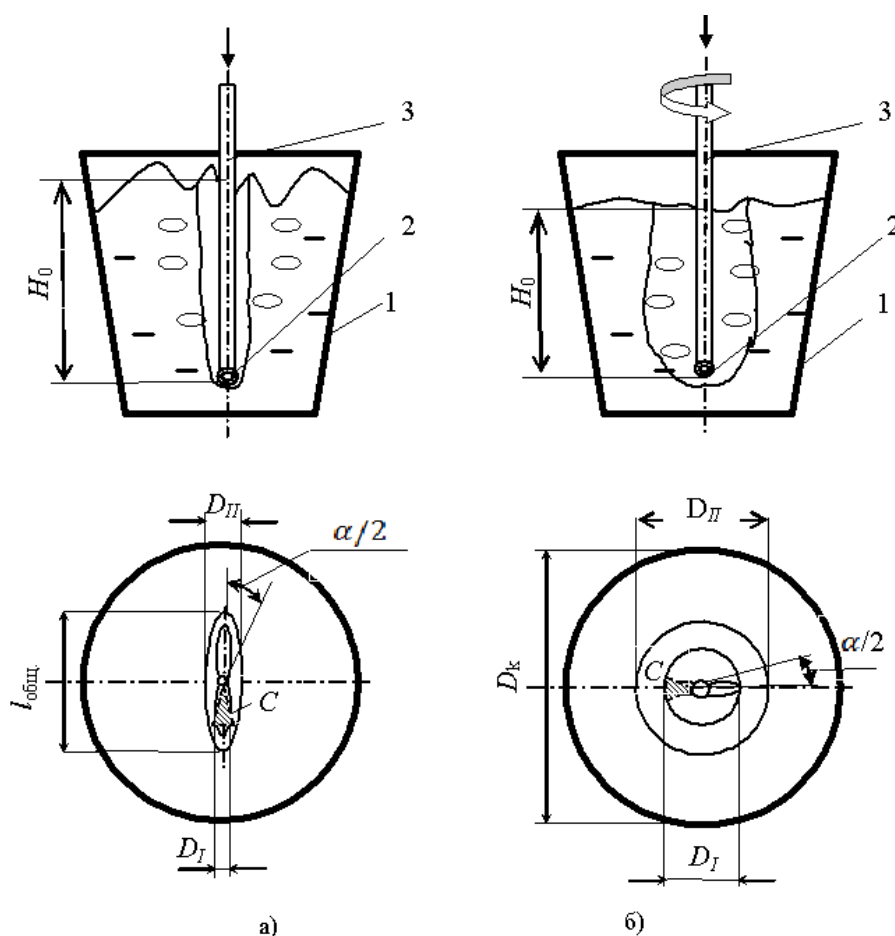
№ опыта	Конструкция фурмы	Продолжительность обработки, мин	Макрокартина поведения поверхности ванны	Содержание в чугуне до обработки / после обработки, %		Расход магния, кг/т / аргона, м ³ /мин	Степень десульфурации, %
				S	Mg		
23	8-мизубчатый испаритель открытого типа	17,2	Брызгообразование в околофурменных областях с постоянным прорывом паров неусвоенного магния на поверхность ванны и выбросами расплава	0,029/ 0,003	0,0013/ 0,0129	1,07/ 0,015	89,6
42	4-хсопловой испаритель закрытого типа	14,0	Продувка с рассредоточенным выходом паров магния на поверхность ванны и выделением белого дыма	0,027/ 0,005	0,0012/ 0,0213	0,78/ 0,018	81,5
45	24-хсопловой испаритель закрытого типа	12,0	Эпизодические прорывы паров магния на поверхность ванны, незначительное выделение белого дыма на протяжении обработки	0,051/ 0,012	0,0021/ 0,0048	1,15/ 0,018	76,5
64	Односопловой испаритель закрытого типа	10,2	Спокойная продувка с эпизодическими прорывами паров магния при скорости вращения фурмы менее 30 об/мин. Снижение интенсивности выхода паров магния на поверхность пропорционально повышению скорости вращения до 90 об/мин	0,056/ 0,006	0,0014/ 0,015	0,86/ 0,015	89,2
71	2-хсопловой испаритель закрытого типа	8,7	Спокойная продувка с отсутствием прорывов паров магния при скорости вращения в интервале 50-75 об/мин. Повышение интенсивности выхода паров при скорости вращения более 90 об/мин	0,047/ 0,004	0,0022/ 0,009	0,73/ 0,021	91,5

В первом приближении предполагали, что при использовании стационарных двухсопловых погружных фурм в расплаве формируется вторичная реакционная барботажная зона (II р.з.), по структуре представляющая собой направленный вверх вдоль ствола фурмы газожидкостный поток эллипсообразной формы (рис. 1, а).

В то же время, вращение погруженной в ванну фурмы вокруг вертикальной оси приводит к формированию кругообразной II р.з. сложной структуры, включающей, в том числе, определенное радиальное перемещение слоев расплава, прилегающих к стволу фурмы, в направлении ее вращения (рис.1, б). Радиальное перемещение истекающих из сопел струй обеспечивает искривление пути всплывающих к поверхности ванны пузырей магния и образующейся газо-магниевого смеси с увеличением продолжительности их витания в объеме расплава. Касательные напряжения, возникающие в расплаве, вызывают дробление всплывающих пузырей, что приводит к увеличению межфазной поверхности газ-расплав.

Энергия струи, вдуваемой в жидкость через сопла неподвижной фурмы (рис.1, а), кроме преодоления сил Архимеда, расходуется на преодоление сопротивления жидкости при внедрении $k_2 S_2 \rho_{ж} \frac{V_{cp}^2}{2}$ и силы тяжести $\rho_r Q_r g$. При вращении фурмы (рис.1, б)

энергия струи, кроме того, расходуется на преодоление сопротивления жидкости перемещению струи $k_1 S_1 \rho_{жс} \frac{U^2}{2}$.



1 – ковш; 2 – зона выхода струй; 3 – погружная фурма

Рисунок 1 – Форма и параметры первичной (I) и вторичной (II) реакционных зон при вдувании газовых струй в жидкую ванну с использованием стационарной (а) и вращающейся (б) погружной фурмы

Газожидкостный участок принимает форму эллипсоида вращения (рис.1, б) с трансформацией зоны диспергирования струи и формированием пузырей меньшего диаметра пропорционально повышению скорости вращения фурмы. Здесь: $Q_{г}$ – расход газа, m^3/c ; V – скорость истечения газа, m/c ; $V_{ср}$ – среднеинтегральная скорость струи газа, m/c ; U – линейная скорость вращения фурмы, m/c ; S_1, S_2 – площадь сечения струи перпендикулярно направлению движения при вращении струи и при истечении струи соответственно, m^2 ; k_1, k_2 – коэффициенты, учитывающие конструкцию фурмы (количество и угол наклона сопел), параметры вдувания газа; $\rho_{г}, \rho_{жс}$ – плотность газа и жидкости соответственно, kg/m^3 ; g – ускорение силы тяжести, m/c^2 . Линейная скорость вращения фурмы определяется по выражению $U = \omega \cdot L = 2 \pi \cdot n \cdot L$, где n – число оборотов фурмы вокруг вертикальной оси, $1/сек$; L – длина струи, m .

Установлена адекватность результатов высокотемпературных [3] и холодных экспериментов [5] с точки зрения влияния скорости вращения фурмы на поведение и распределение газовых объемов в ванне. При неизменном расходе газа через сопло длина основного участка струи уменьшается пропорционально скорости вращения. Ха-

ракетер поведения поверхности ванны и размер формирующегося буруна, обусловленного выходом газовых пузырей на поверхность, при вращении фурмы также изменяется. Так, для односопловой фурмы (табл.1) при скорости вращения 10 об/мин выход пузырей небольшого диаметра рассредоточен по поверхности ванны. С повышением скорости вращения фурмы до 30 об/мин, по-видимому, за счет коалесценции отдельных пузырей по мере их всплывания, на поверхности ванны периодически появляются рассредоточенные буруны, по размерам сопоставимые с диаметром всплывающих вдоль ствола фурмы пузырей.

При дальнейшем повышении скорости вращения фурмы (от 50 об/мин и выше) диспергированные газовые объемы, несмотря на лучшее рассредоточение газа в основном объеме ванны, периодически сливаются в макропузырь, формирующий перемежающийся по поверхности ванны эллипсоидный бурун.

Площади сечения струи S_1 , S_2 (рис.1) можно определить, исходя из следующих соображений. Струя газа при выходе из сопла представляет собой конус с углом раскрытия $\alpha = 16-20^\circ$ (в среднем 18°). Принимаем длину струи (L) равной высоте конуса, а радиус круга в сечении струи – r .

При вращении фурмы сечение струи по площади сопротивления жидкой ванны условно можно представить в виде треугольника с высотой, равной длине сплошного участка струи (рис.1, б): $S_1 = \frac{1}{2} 2rL = L^2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} = 0,14L^2$.

В таком случае с учетом $S_2 = \pi r^2$, а $r = L \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$ получим $S_2 = \pi L^2 \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha}{2} = 0,0615L^2$.

Для изучения интенсивности массообменных процессов при использовании вращающейся фурмы в серии экспериментов на холодной модели [5] в различные точки ванны вводили жидкий индикатор (черную тушь).

В соответствии с методом планирования эксперимента [6] оптимизация плана осуществлялась по критерию ортогональности, что делает v -коэффициенты взаимно независимыми.

В качестве управляющих факторов принято число оборотов фурмы (x_1) – n , об/сек; расход газа через сопло (x_2) – Q , м³/сек и высоту ввода индикатора по отношению к высоте жидкой ванны (x_3) – H , м. В качестве выходного параметра принято время полного перемешивания ($\tau_{\text{пер}}$) ванны.

С учетом параметров вдувания газа по результатам обработки экспериментов получено уравнение в кодированных факторах в виде

$$\tau_{\text{пер}} = 18 + 0,5x_1 - 3,25x_2 - 1,5x_3 - 1,25x_1x_2 + 1,0x_1x_3 + 3,25x_2x_3 - 1,75x_1x_2x_3 \quad (1)$$

После перевода к натуральным величинам полученное выражение принимает вид

$$\begin{aligned} \tau_{\text{пер}} = & 60,81 - 6,71n - 85764Q - 355,1H + 14152,8n \cdot Q \\ & + 230n \cdot H + 691764Q \cdot H - 484235n \cdot Q \cdot H \end{aligned} \quad (2)$$

Следует отметить, что для неподвижной фурмы при нижних пределах расхода газа (в исследованном диапазоне) минимальное время перемешивания ($\tau_{\text{пер}} = 12$ сек) обеспечивается при вводе индикатора у дна ковша. С повышением расхода газа, вдуваемого через сопло стационарной фурмы, $\tau_{\text{пер}}$ возрастало до 18 сек, что характерно для перехода от пузырькового к струйному режиму продувки с соответствующим ухудшением условий массообменных процессов и показателей усвоения реагента.

Для условий вращения фурмы $\tau_{\text{пер}}$ по введенному индикатору было минимальным (менее 9,0 сек) для условий продувки с расходом газа $q = 0,036$ м³/мин через сопло фурмы, вращающейся со скоростью 180 об/мин, при вводе индикатора на поверхность

ванны и 11,8 сек – у дна ванны. В сопоставимых условиях, при вводе индикатора у дна ванны, время перемешивания в случае вдувания газа через сопло стационарной фурмы составило 18 сек, а вращающейся со скоростью 60 об/мин – 12,1 сек.

Перенос полученных результатов на условия обработки расплава в большегрузном (200-т) заливочном ковше показал, что минимальное время перемешивания ванны может быть обеспечено при расходе газа-носителя в пределах 160-180 м³/час и скорости вращения погружной фурмы 150-180 об/мин.

В то же время для промышленного использования предложенного способа десульфурации с учетом схемы формирования барботажной зоны (рис.1, б) важно также определить соотношение расхода газа-носителя и скорости вращения фурмы для предотвращения слияния всплывающих газовых объемов в макропузыри.

С учетом полученных в ходе экспериментов [3] данных о времени появления и раскрытия на поверхности ванны пузырь магния (табл.1) длительность одного оборота фурмы должна превышать время, за которое газовый объем, вводимый с расходом Q_0 в ограниченный углом раскрытия (α) струи длиной L сектор ванны C (рис.1, б), покинет эту область.

Так как сопло фурмы перемещается, суммарный объем газа в ограниченном секторе ванны составит $\sum Q = \frac{3}{2} \cdot Q_0 \cdot \tau_{\text{наб}} \cdot n$, м³, где $\tau_{\text{наб}}$ – продолжительность пребывания объема газа в секторе, $\tau_{\text{наб}} = \frac{1}{n \cdot \varphi}$, где $\varphi = \frac{360^\circ}{\alpha}$ – число секторов в объеме расплава.

В таком случае объем, занимаемый в секторе газом, м³

$$\sum Q = \frac{3}{2} \cdot Q_0 \cdot \frac{\alpha}{360 \cdot n} \quad (3)$$

Принимая высоту газового сектора ($H_{\text{сект}}$) в объеме ванны равной ее глубине и допуская равномерное распределение газа по всей высоте сектора получим, м

$$H_{\text{наб}} = \frac{\frac{3}{2} \cdot Q_0 \cdot \alpha}{360 \cdot n \cdot L^2 \cdot \text{tg} \frac{\alpha}{2}} \quad (4)$$

откуда предельно допустимое число оборотов погружной фурмы для предотвращения образования макропузыря, об/мин

$$n = \frac{\frac{3}{2} \cdot Q_0 \cdot \alpha}{360 \cdot H_{\text{наб}} \cdot L^2 \cdot \text{tg} \frac{\alpha}{2}} \quad (5)$$

Расчетами для условий вдувания диспергированного магния в потоке азота с расходом 100 м³/час в 200-т заливочном ковше установлено, что с учетом увеличения объема газа в 6 раз за счет нагрева до температуры расплава и в 1,4 раза при всплывании к поверхности ванны (за счет уменьшения ферростатического давления) число оборотов фурмы не должно превышать 78 об/мин.

Существенное влияние на интенсивность массообмена, скорость десульфурации и степень усвоения магния на серу оказывает степень газонасыщенности ванны (K_r). Предположили, что K_r представляет собой отношение расхода газа (Q , м³/с) через сопло за определенное время (τ , сек) к разности общего объема ванны (V_0 , м³) и объема вторичной барботажной реакционной зоны (V_a , м³) $K_a = \frac{Q \cdot \tau}{V_0 - V_a}$.

Принимая, с учетом схемы (рис.1, б), $V_0 = 0,785 \cdot D_k^2 \cdot H_0$, $V_a = 0,785 \cdot 2L^2 \cdot H_0$ и

$\tau = H_0/w$, где D_k – внутренний диаметр ковша, м; H_0 – глубина ванны, м; w – скорость всплывания газовых объемов к поверхности ванны, м/с, получили для вращающейся фурмы

$$K_{\bar{a}}^{\bar{a}} = \frac{1,273 \cdot Q}{(D_k^2 - 4L^2) \cdot w}, \quad (6)$$

а для неподвижной

$$K_{\bar{a}}^c = \frac{Q}{(0,785D_k^2 - 0,348 \cdot L^2) \cdot w}. \quad (7)$$

Для условий обработки чугуна в 200-т заливочном ковше вдуванием диспергированного магния с расходом газа-носителя 100 м³/час и скорости вращения фурмы 60 об/мин расчетом по выражению (6) получим $K_{\bar{a}}^{\bar{a}} = 0,0175$, для стационарной фурмы – по выражению (7) соответственно $K_{\bar{a}}^{\bar{a}} = 0,0043$.

Выводы. Таким образом, газонасыщенность ванны при использовании вращающейся фурмы (в исследованных пределах расхода газа и скорости вращения фурмы) в 4 раза больше, чем при вдувании газа через сопла стационарной погружной фурмы.

Размер зоны барботажа ($II_{p.z.}$) (рис.1, б) в результате появления в ее пределах большого количества газовых пузырей уменьшенного размера увеличивается. В соответствии с выполненными расчетами объем $II_{p.z.}$ при использовании вращающейся фурмы (рис.1, б) в зависимости от скорости вращения, при постоянной интенсивности вдувания газа, в 2,9-3,8 раза превышает объем $II_{p.z.}$ для стационарной фурмы (рис.1, а).

По отношению к общему объему ванны в 200-т ковше объем $II_{p.z.}$ увеличивается с 9-11% до 26-33%.

Предложены схема формирования барботажной зоны, выражения для расчета времени перемешивания и газонасыщенности жидкой ванны, продуваемой газом через сопла неподвижных и вращающихся погружных фурм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Повышение эффективности десульфурации чугуна магнием с применением вращающейся фурмы / М.Микуни, К.Такахаси, Е.Уэдзима и др. // Дзайре то пуросэсу. – 1995. – Т.8. – №4. – С.929.
2. Промышленный опыт применения вращающихся фурм / С.Л. де Соуза Коста, Е.П.Меирелес де Араухо, И.Л.Алвес, Д.Лима де Сиквеира // IX Международный симпозиум по десульфурации чугуна и стали, 18-21 сентября 2006 г.: материалы. – Галати, Румыния, 2006. – С.27-35.
3. Высокотемпературное и численное моделирование десульфурации чугуна вдуванием диспергированного магния через погружную вращающуюся фурму / Е.Н.Сигарев, А.Г.Чернятевич, К.И.Чубин [и др.] // Известия вузов. Черная металлургия. – 2011. – №6. – С.60-65.
4. Конопля В.Г. О механизме десульфурации чугуна при обработке его магнием / Конопля В.Г., Плохих П.А. // Металлургия и коксохимия: сборник. – К.: Техніка. – 1985. – С.49-51.
5. Гидрогазодинамика ванны при продувке через вращающуюся фурму / А.Г.Чернятевич, Е.Н.Сигарев, С.А.Зарандия [и др.] // Проблеми математичного моделювання: міждерж. наук.-метод. конф., 25-27 травня 2011 р.: тези доп. – Дніпродзержинськ: ДДТУ, 2011. – С.115-117.
6. Организация металлургического эксперимента: уч. пособие для вузов / Г.Е.Белай, В.В.Дембовский, О.В.Соценко; под ред. В.В.Дембовского. – М.: Металлургия, 1993. – 256с.

Поступила в редколлегию 15.06.2014.

УДК 669.184.125

СИГАРЕВ Е.Н., д.т.н., профессор
НЕДБАЙЛО Н.Н., соискатель
СЕМЕНОВА Д.А., аспирантка
ЧЕРНЯТЕВИЧ И.В.*, к.т.н., зам. директора
сталеплавильного департамента
по технологии

Днепродзержинский государственный технический университет
*ПАО „Арсерол-Миталл Кривой Рог”

ДВУХЪЯРУСНАЯ ГАРНИСАЖНАЯ ФУРМА ДЛЯ КОНВЕРТЕРА ПАО „ДМКД”

Введение. Интенсивность и степень износа футеровки конвертера оказывает непосредственное влияние на эксплуатационную готовность агрегата и показатели работы как конвертерного цеха, так и металлургического комбината. К одной из основных задач при обеспечении эксплуатационной готовности является увеличение стойкости футеровки с одновременным сокращением затрат на техническое обслуживание и ремонты.

Постановка задачи. В начальный период внедрения технологии набрызгивания предварительно подготовленного шлака на футеровку в конвертерном цехе ПАО „ДМКД” для вдувания азотных струй в шлаковую ванну использовали штатную 5-тисопловую кислородную фурму. Однако, как известно [1], по целому ряду причин обычная верхняя кислородная фурма не приспособлена для эффективной раздувки шлака на футеровку. По результатам анализа недостатков формирования гарнисажного шлакового покрытия с использованием кислородной фурмы, а также с целью преимущественного нанесения шлака на наиболее изнашиваемую цапфенную область конвертера по предложению Ю.И.Шиша была разработана и внедрена в промышленную эксплуатацию специальная 6-тисопловая гарнисажная водоохлаждаемая фурма со сгруппированными соплами (рис.1). Оптимизация дутьевого и шлакового режимов ведения плавки и исключение штатной кислородной 5-тисопловой фурмы из цикла раздувки конечного шлака на футеровку позволило увеличить продолжительность периода между заменой фурм с 80-105 до 410-620 плавов и, в определенной степени, повысить эффективность операции ошлакования.

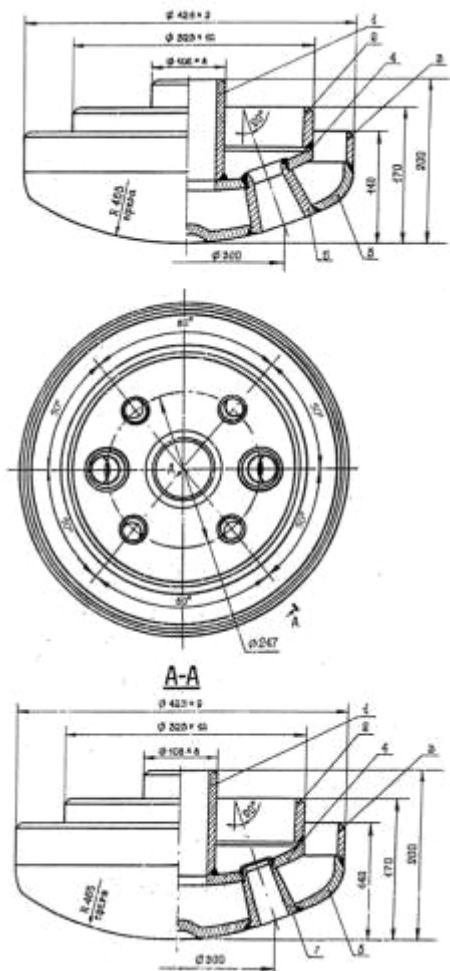
Несмотря на доказанные многолетней практикой преимущества использования специальной водоохлаждаемой 6-тисопловой гарнисажной фурмы (рис.1), к основным недостаткам применяемой на сегодня технологии подготовки шлака и ошлакования футеровки можно отнести:

- потери с выносом мелких фракций через горловину конвертера присаживаемых по ходу плавки специальных магнезиальных присадок и, как следствие, сложности с обеспечением необходимых физико-химических свойств конвертерного шлака;
- сложности с равномерным покрытием шлаковым гарнисажем рабочей поверхности футеровки по всей высоте агрегата;
- периодическое формирование слоя шлаковой настывки на стволе гарнисажной фурмы по ходу раздувки шлака с последующим ее отделением и падением на рабочую площадку во время перемещения фурмы после извлечения последней из конвертера. Это осложняет поддержание безопасных условий труда и приводит к дополнительным трудозатратам для уборки шлака.

Задачей работы является обобщение и анализ теоретических и лабораторных исследований механизма и гидрогазодинамики раздувки шлаковой ванны на стены кон-

вертера, промышленного опыта применения нетрадиционных конструкций гарнисажных фурм, проектирование и разработка конструкции наконечника двухъярусной гарнисажной фурмы для 250-т конвертеров конвертерного цеха ПАО „ДМКД” с целью повышения технико-экономической эффективности операции ошлакования футеровки.

Результаты работы. Для решения перечисленных проблем на первом этапе исследований были предложены изменения в конструкцию 6-тисопловой гарнисажной фурмы (рис.1), заключающиеся в следующем:



б)

а)

- 1 – патрубок подачи охлаждающей воды; 2 – патрубок подвода азота;
- 3 – патрубок отвода охлаждающей воды; 4 – верхняя чаша;
- 5 – нижняя чаша; 6 – вкладыши с соплами Лаваля большего сечения;
- 7 – вкладыши с соплами Лаваля меньшего сечения

Рисунок 1 – Конструкция (а) и вид (б) штатного 6-тисоплового наконечника со сгруппированными соплами ПАО „ДМКД”

- изготовление наконечника фурмы и сопел Лаваля было предложено осуществлять из рядовой углеродистой марки стали с исключением расхода дорогостоящей меди;

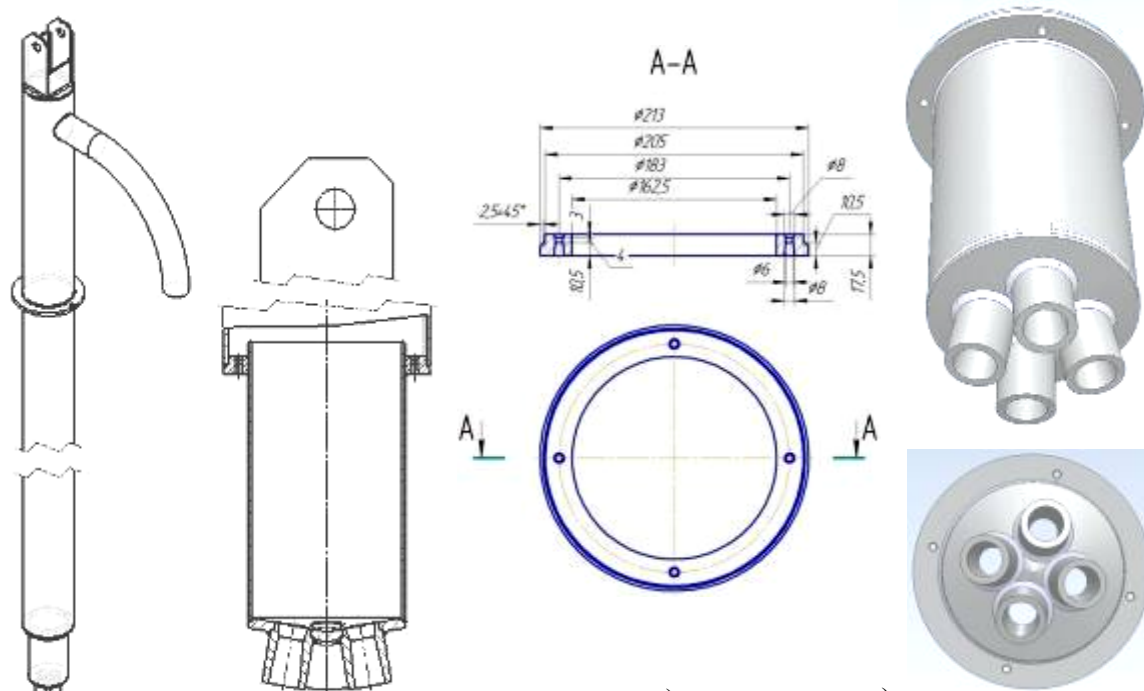
- исключение использования воды на охлаждение фурмы за счет перехода к газовому охлаждению ствола и наконечника фурмы потоком азота, подаваемым на раздувку шлаковой ванны [2].

Необходимо отметить, что при определенных преимуществах разработанной кон-

струкции наконечника [2] в сравнении с 6-тисопловой гарнисажной фурмой (рис.1) при ее промышленном применении не обеспечивается:

- возможность корректировки физического состояния и химического состава шлаковой ванны по ходу ее раздувки;
- самопроизвольное отделение шлаковой настлы при извлечении фурмы с падением последней в рабочее пространство конвертера по окончании операции раздувки шлака.

Для решения перечисленных задач на следующем этапе исследований с учетом результатов лабораторных экспериментов [1], опыта подготовки шлака и разработанных технологических режимов ошлакования футеровки 160-т конвертеров ПАО „Арселор-Миттал Кривой Рог” [3] предложены конструкции наконечников к гарнисажным двухъярусным фурмам для газовой (рис.2) либо газопорошковой (рис.3) раздувки конечного шлака [4].



а) фурма в сборе; б) верхний кольцевой блок; в) модель наконечника фурмы в сборе

- 1 – торцевой наконечник; 2 – верхний кольцевой блок; 3 – ствол фурмы;
4 – металлошланговый рукав подвода азота

Рисунок 2 – Конструкция наконечника двухъярусной газоохлаждаемой гарнисажной фурмы

Проектирование конструкции наконечника газопорошковой фурмы (рис.3) выполнено с учетом следующих требований:

- сопла верхнего соплового блока и торцевого наконечника, расположенные равномерно по окружности, проектируются строго под цеховой расход азота, что обеспечивает повышение динамического воздействия газовых/газопорошковых струй на шлаковый расплав с равномерным „набрызгиванием” шлака на футеровку;
- изготовление верхнего соплового блока, наконечника фурмы и сопел Лавалья осуществляется из рядовой углеродистой марки стали;
- исключается использование воды на охлаждение фурмы за счет перехода к газо-

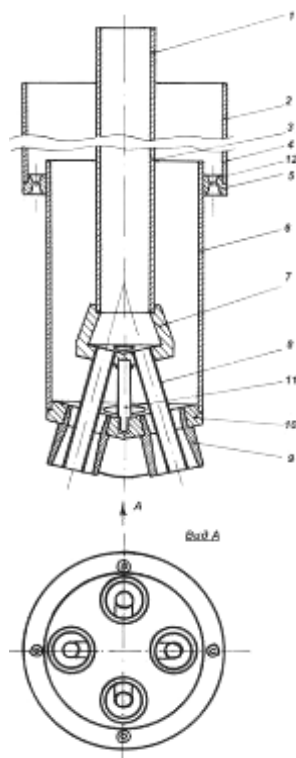


Рисунок 3 – Конструкция двухъярусной гарнисажной газоохлаждаемой газопорошковой фурмы для раздувки шлаковой ванны газовыми или газопорошковыми струями. Обозначения в тексте

наконечником 1 количество сопел Лавалья (рис.2). Сопла в верхнем кольцевом блоке и в торцевом наконечнике расположены попарно друг над другом в вертикальной плоскости. При этом суммарная площадь критических сечений сопел Лавалья в кольцевом сопловом блоке в соответствии с [5] составляет 5-15% от суммарной площади критических сечений сопел Лавалья в торцевом наконечнике. Кольцевой блок размещен по высоте наконечника фурмы на расстоянии 50-90 диаметров критического сечения сопла Лавалья торцевого наконечника.

В более совершенном варианте конструкции фурма (рис.3) имеет ствол, выполненный из внутренней трубы 1 для подвода порошкообразной магнезиальной торкрет-массы и внутренней трубы 2 для подвода азота [4]. Наконечник фурмы состоит из внутренней трубы 3 подвода порошкообразной магнезиальной торкрет-массы в потоке воздуха, внешней трубы большего диаметра 4, кольцевого соплового блока 5, внешней трубы меньшего диаметра 6.

Торцевой наконечник выполнен в виде верхнего распределителя 7, в котором закреплены путем сварки корпуса цилиндрических сопел 8, вставленные концентрически с кольцевым зазором с совмещением исходных сечений в корпуса сопел Лавалья 9 и закрепленные в нижней тарелке 10. При этом цилиндрические сопла 8 выступают за торец нижней тарелки и расположены наклонно и симметрично относительно продольной оси фурмы в вертикальной плоскости. Необходимое расстояние между внешней поверхностью верхнего распределителя 7 и внутренней поверхностью нижней тарелки 10 обеспечивается закрепленным в верхнем распределителе цилиндрическим фиксатором 11 с разным диаметром по высоте, торец которого с меньшим диаметром свободно входит в глухое отверстие тарелки 10.

вому охлаждению ствола, верхнего соплового блока и торцевого наконечника фурмы потоком азота, подаваемым на раздувку;

- через цилиндрические сопла торцевого наконечника фурмы в потоке газа-носителя непосредственно в шлаковую ванну подается магнезиальная торкрет-масса, чем обеспечивается формирование необходимых физико-химических свойств шлака по ходу его раздувки на футеровку и сокращение потерь магнезиальных присадок с отходящими газами;

- образующийся на стволе гарнисажной фурмы несплошной слой шлакового гарнисажа самопроизвольно отделяется [1] и осыпается в пределах рабочего пространства конвертера по окончании операции раздувки шлака.

В разработанном упрощенном варианте конструкции для только газовой раздувки шлака наконечник двухъярусной фурмы оснащен верхним кольцевым сопловым блоком 2, имеющим одинаковое с торцевым

Азот для раздувки шлаковой ванны подается в кольцевом зазоре между внутренней 1 и внешней трубой 6 (рис.3), поступает к тарелке 10 и в виде четырех кольцевых сверхзвуковых азотных струй вдувается в рабочее пространство конвертера по кольцевым зазорам между внутренними цилиндрическими соплами 8 и внешними соплами Лавалья 9.

Магнезиальная торкрет-масса в потоке воздуха подается через внутреннюю трубу 1 и в форме газопорошковых струй вдувается в полость конвертера через четыре цилиндрических сопла 8 (рис.3). При этом газопорошковые струи (воздух + торкрет-масса) окружены кольцевой оболочкой сверхзвукового азота, которая формируется при вдувании азота через кольцевой зазор между соплами 8 и 9.

Для предотвращения формирования сплошной шлаковой настывки на стволе фурмы [1] азот в кольцевом зазоре между внутренней 1 и внешней трубой 4 подается к верхнему кольцевому сопловому блоку 5 и в виде четырех сверхзвуковых азотных струй вдувается в рабочее пространство конвертера через сопла Лавалья 12. Азотные струи, формирующиеся соплами Лавалья 12 кольцевого блока 5, распространяются вдоль внешней поверхности трубы 6 меньшего диаметра, что приводит к предотвращению попадания капель шлака на поверхность трубы 6 по линии расположения сопел Лавалья 9 и 12. При этом исключается формирование сплошного слоя шлаковой настывки на стволе, чем обеспечиваются условия ее разрушения в пределах рабочего пространства конвертера во время извлечения фурмы по окончании операции.

За счет вдувания магнезиальной торкрет-массы в потоке воздуха непосредственно в объем шлаковой ванны обеспечивается [2] формирование капель шлака с необходимыми физико-химическими свойствами (химический состав, жидкоподвижность и т.п.) непосредственно в пределах реакционных зон с одновременным набрызгиванием капель шлака на футеровку.

Нанесение шлакового гарнисажа на футеровку 250-т конвертеров в условиях ККЦ ПАО „ДМКД” с использованием разработанной конструкции наконечника гарнисажной газопорошковой фурмы (рис.3) предлагается осуществлять по следующей схеме.

По ходу конвертерной плавки осуществляется присадка минимального количества магнезиальных шлакообразующих материалов для формирования с самого начала операции жидкоподвижного высокоосновного шлака (6-8% MgO) с повышенной серо- и фосфоропоглощающей способностью.

Раздувку конечного шлака на футеровку конвертера начинают после выпуска металла с оставлением в полости агрегата жидкоподвижного конечного шлака. Через фурменное окно вводят и опускают двухъярусную гарнисажную фурму с одновременным обеспечением подачи воздуха через сопла нижнего наконечника с общим расходом 60-80 м³/мин. Одновременно обеспечивается подача азотных струй через сопла верхнего кольцевого блока с общим расходом 40-60 м³/мин. В дальнейшем фурму устанавливают в крайнем нижнем положении по высоте и начинают раздувку шлаковой ванны струями азота с общим расходом 650-850 м³/мин. По ходу раздувки обеспечивают перемещение фурмы по высоте в диапазоне 0-1,2 м по сельсину в пределах рабочего пространства конвертера с изменением направления на противоположное.

После предварительного нанесения слоя шлака по всей высоте футеровки конвертера в течение 0,8-1,0 мин начинают подачу магнезиальной торкрет-массы в потоке воздуха через цилиндрические сопла нижнего наконечника (рис.3) с общим расходом 1450-2400 кг на операцию. Для вдувания рекомендуется использовать недефицитные дешевые торкрет-массы на основе обожженного и необожженного доломита (табл.1).

Необходимо отметить, что при использовании в качестве торкрет-массы более дорогих материалов – порошкообразного боя периклазоуглеродистой футеровки, маг-

незитового порошка – общий расход торкрет-массы сокращается до 510-525 кг на операцию (1,02-1,05 кг/мин на тонну стали) (табл.2).

Таблица 1 – Характеристики торкрет-масс, рекомендуемых для вдувания в шлаковую ванну по ходу раздувки

Тип торкрет-массы	Содержание, %				Влажность, %
	MgO	CaO	SiO ₂	C	
Порошкообразный бой периклазоуглеродистых огнеупоров (П.Б.)	85,5	12,0	4,0	2,0	0,3
Необожженный доломит (С.Д.)	17,5	33,2	2,0	н.с.	0,2
Обожженный доломит (О.Д.)	28,9	49,7	4,8	н.с.	0,1
Порошок магнезитовый (ПМК)	80,0	4,0	2,0	н.с.	0,2

При этом подачу торкрет-массы осуществляют на протяжении 15-75% общего времени раздувки шлака. После прекращения подачи торкрет-массы раздувку шлаковой ванны продолжают до полного прекращения выноса капель шлака за горловину конвертера. По окончании операции и самопроизвольного отделения шлаковой настывки с поверхности ствола фурмы фурму выводят из конвертера через фурменное окно.

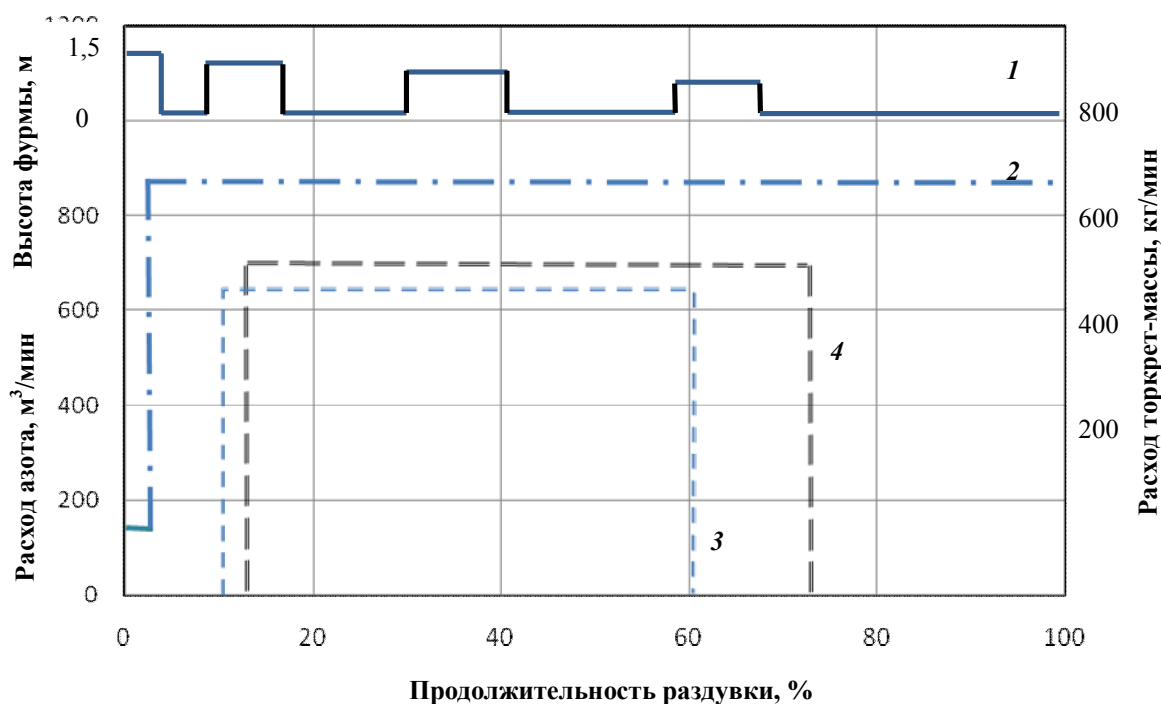
Следует особо отметить, что в случае осуществления конвертерной плавки по малошлаковой технологии (с использованием в шихте предварительно рафинированного малокремнистого и малосернистого чугуна (0,3%Si и 0,01%S)) необходимый расход торкрет-массы для корректировки химического состава шлаковой ванны и продолжительность операции раздувки существенно сокращаются (табл.2).

Таблица 2 – Рекомендуемый расход торкрет-массы для газопорошковой раздувки шлаковой ванны с использованием гарнисажной фурмы (рис.3)

Штатная технология конвертерной плавки (21 т конечного шлака)	Расход / продолжительность вдувания торкрет-массы					
	Для повышения содержания (MgO) с 8 до 10%			Для повышения содержания (MgO) с 8 до 12%		
	3-3,5 мин			3,5-4,0 мин		
Тип торкрет-массы	Общий, кг	кг/мин	кг/(мин·т)	Общий, кг	кг/мин	кг/(мин·т)
С.Д.*	2400	600	2,40	4800	1200	4,80
О.Д.	1450	360	1,44	2900	720	2,88
П.Б.	510	130	0,52	1020	255	1,02
ПМК	525	133	0,53	1050	263	1,05
Малошлаковая технология (12,5 т конечного шлака)	Для повышения содержания (MgO) с 8 до 10%			Для повышения содержания (MgO) с 8 до 12%		
	1,8-2,5 мин			2,3-2,8 мин		
	Тип торкрет-массы	Общий, кг	кг/мин	кг/(мин·т)	Общий, кг	кг/мин
С.Д.*	1420	570	2,28	2860	1144	4,58
О.Д.	860	344	1,38	1720	688	2,75
П.Б.	310	124	0,49	610	244	0,97
ПМК	320	128	0,51	630	252	1,0

* обозначения в табл.1

Рекомендуемые технологические режимы и расход торкрет-массы для осуществления газопорошковой раздувки шлаковой ванны с использованием разработанного наконечника гарнисажной фурмы (рис.3) приведены на рис.4 и в табл.2.



- 1 – расположение торцевого наконечника фурмы по отношению к шлаковой ванне;
2 – расход азота через сопла Лавалья торцевого наконечника

Рисунок 4 – Режим раздувки шлаковой ванны газопорошковыми струями с вдуванием торкрет-массы на основе необожженного (4) и обожженного (3) доломита непосредственно в шлаковую ванну

Выводы. В целом, разработанные конструкции наконечников гарнисажных газоохлаждаемых фурм (рис.2, 3) и предложенные режимы ведения плавки и раздувки конечного шлака на футеровку конвертера [5] способны обеспечить:

- формирование слоя шлакового гарнисажа с повышенным содержанием оксида магния (10-12% MgO) на всей поверхности футеровки при сокращении расхода и потере магнезиальных добавок;
- исключение расхода воды на охлаждение фурмы;
- повышение стойкости гарнисажного слоя и длительности кампании конвертера;
- безопасные условия труда персонала конвертерного отделения.

Предложены конструкции наконечников двухъярусной гарнисажной газоохлаждаемой фурмы, предназначенной для раздувки шлаковой ванны газовыми либо газопорошковыми струями, обеспечения безопасных условий труда, снижения удельных затрат на производство стали и повышения эффективности операции ошлакования футеровки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сигарев Е.Н. Особенности гидрогазодинамики раздувки двухъярусной фурмой / Е.Н.Сигарев, А.Г.Чернятевич, Н.Н.Недбайло // Збірник наукових праць Дніпродзержинського технічного університету (технічні науки) / Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2013. – Вип. 3 (23). – С.13-21.
2. Сигарев Е.Н. Теоретические и прикладные основы ресурсо- и энергосберегающих

- технологических маршрутов конвертерного производства железуглеродистого полупродукта: автореф. дисс. на соискание науч. степени докт. техн. наук: 05.16.02 „Металлургия черных и цветных металлов и специальных сплавов” / Е.Н.Сигарев. – Днепропетровск, 2013. – 531с.
3. Этапы совершенствования конструкций гарнисажных фурм и технологий ошлакования футеровки 160-т конвертеров ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» / Чернятевич А.Г., Сигарев Е.Н., Чернятевич И.В. [и др.] // ОАО Черметинформация. – Бюллетень „Черная металлургия”. – 2012. – №6. – С.55-64.
 4. Пат. 74235 Україна, С21С 5/48. Фурма для нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертера / Чернятевич А.Г., Сігарьов Є.М., Чубін К.І., Мальцев В.Г.; заявник і патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № и 201203221; заявл. 19.03.12; опубл. 25.10.12, Бюл. №20.
 5. Пат. 103410 Україна, С21С 5/48. Спосіб нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертера та фурма для його здійснення / Чернятевич А.Г., Сігарьов Є.М., Чубін К.І., Чубіна О.А.; заявник і патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № а 201203224; заявл. 19.03.12; опубл. 10.10.13, Бюл. №19.

Поступила в редколлегию 16.06.2014.

УДК 669.182.001.57

ОГУРЦОВ А.П., д.т.н., професор
ДУШКЕВИЧ Д.І.*, провідний інженер
КОВАЛЬ А.П., аспірантка

Дніпродзержинський державний технічний університет
*ПАТ „АрселорМіттал Кривий Ріг”

ПУСК МАШИНИ БЕЗПЕРЕВНОГО РОЗЛИВУ НА ПАТ „АРСЕЛОРМІТТАЛ КРИВИЙ РІГ”

Вступ. Розливка сталі в сталеплавильному виробництві відіграє суттєву роль. Саме вона багато в чому визначає якість готової металопродукції. Промислове використання в ХХ столітті безперервного розливання сталі стало революцією в металургії, так як така технологія дозволяє довести вихід придатних заготовок практично до 99,9% проти 92% при використанні класичної технології розливки сталі у виливниці при суттєвій економії матеріальних і енергетичних ресурсів, покращення умов праці. Тепер про місце тієї чи іншої держави в світовому рейтингу можна впевнено судити по долі металу, що розлитий на машинах безперервної розливки заготовок (МБЛЗ). Так, наприклад, в Японії цей показник вже досяг 97%, в Україні ж він поки що не перевищив рівня 15%.

Тепер таке положення в металургії України почало змінюватися в кращу сторону. Згідно з перспективними планами передбачається на МБЛЗ розливати до 85% усієї сталі, що в значній мірі забезпечить підвищення виходу придатного металу [1].

У жовтні 2011 року на ПАТ „АрселорМіттал Кривий Ріг” була введена в експлуатацію шестиструмова машина безперервного розливу сталі, після розливу сталі на якій отримують квадратну заготовку перерізом 150×150 мм. У лінії МБЛЗ використовується також установка „піч-ківш” (УПК) фірми „Siemens VAI”, яка передбачає наступні види позапічної обробки сталі: продувку металу інертним газом (аргоном, азотом) через донні продувальні блоки сталерозливного ковша для усереднення металу по хімічному складу і температурі, вилучення неметалевих включень; нагрів металу електричною дугою; проведення замірів температури, окисненості і відбір проб металу і шлаку; коригування окисненості і хімічного складу сталі шляхом введення шматкових феросп-

лавів і порошкового дроту з різними наповнювачами; десульфурація і часткова дефосфорація металу.

Установка „під-ківш” включає в себе наступне основне обладнання і системи: робочий майданчик із вбудованими приміщеннями поста керування, трансформатор; системи газоочистки і пиловловлювання; систему зберігання, зважування, дозування і механізованої подачі сипучих (феросплавів і шлакоутворюючих матеріалів); трайб-апарат для введення в метал алюмінієвого дроту, порошкового дроту з різними наповнювачами; водоохолоджувальне склепіння і механізм його підйому; електродний портал із графітовими електродами (діаметр електрода – 457 мм, довжина – 1800-2200 мм); трансформатор (вторинна напруга – 220-340-350 V, потужність – 26МВА, кількість ступенів напруги – 10); систему для донної продувки інертним газом 1000 нл/хв. (1,0 м³/хв.) і тиском інертного газу на вході не менше 10 бар (1,0 МПа); маніпулятор для замірів температури, окисненості і відбору проб металу; стенди для зберігання електродів, зборки електродів; сталевіз для подачі стальковша на УПК (рис.1) [1].

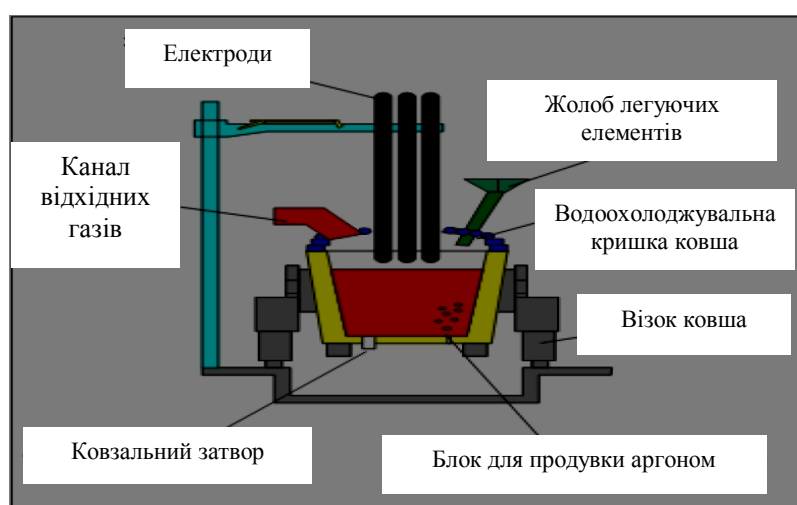


Рисунок 1 – Схема УПК

Постановка задачі. Дати характеристику та послідовність усім способам позапечної обробки сталі на УПК та простежити за процесом розливу сталі на МБЛЗ.

Результати роботи. Позапечна обробка на УПК відбувається, як правило, в такому порядку: усереднена продувка, нагрів металу: вапно шматкове (сумарні витрати до 1 т порціями по 0,3-0,4 т); плавиковий шпат (за необхідністю порцією до 0,1 т); відбір проб металу, замір температури і окисненості; коригування температури і хімічного складу; феросплави (сумарні витрати до 1 т порціями по 0,1-0,4 т); вугілля, коксик (шматковий, порції до 0,3т) або дріт з порошковим наповнювачем; вуглець (порції до 500м); коригування окисненості сталі: алюміній (чушка, гранули) або алюмінієвий дріт, або алюмінієвмісні матеріали.

Введення порошкового дроту з кальцієвмісними наповнювачами проводиться з метою десульфурації металу і отримання алюмінатних неметалевих включень глобулярної форми (модифікування сталі) з метою покращення умов розливу на МБЛЗ. В ківші з металом, що потребує вилучення сірки або модифікування, після проведення усередненої продувки металу проводиться замір температури і відбір проби металу. Після отримання результатів хімічного аналізу проводиться коригування хімічного складу металу. Введення порошкового дроту на УПК проводиться по закінченні коригування окисненості, хімічного складу металу і наступного електронагріву. Уся потрібна кількість дроту вводиться відразу повністю. Необхідно враховувати, що введення порошкового дроту в кількості 1,0 кг/т знижує температуру металу на 10-15⁰С. Під час введення порошкового дроту витрати аргону повинні скла-

дати від 80-100 л/хв. (0,08-0,10 м³/хв.) на кожний продувальний блок, без оголення дзеркала металу („м’яка продувка”), при цьому інтенсивність перемішування сталі повинна забезпечувати мінімальне хвилювання металу.

Шлак перед введенням порошкового дроту повинен бути рідкорухомим. Введення дроту здійснюється із швидкістю, наведеною в табл.1 [2].

Таблиця 1

Температура металу в ковші на момент подачі дроту ,С	Швидкість введення порошкового дроту, м/хв.
1550	180
1555	185
1560	190
1565	196
1570	202
1575	209
1580	216
1585	223
1590	231
1595	240
1600	249
1605	259
1610	270
1615	282
1620	294

Продувка металу інертним газом після закінчення введення порошкового дроту і перед видачею плавки на МБЛЗ повинна проводитися не більше 7 хв. з витратами аргону від 100 до 150 нл/хв. (0,10-0,15 м³/хв.) на кожний продувальний блок, без оголення дзеркала і мінімальним хвилюванням металу. Необхідно враховувати, що електронагрів на УПК, проведений після введення порошкового дроту, а також тривала (більше 7 хв.) продувка металу інертним газом після введення дроту призводять до зниження засвоєння вмісту кальцію в готовому металі. При обробці сталі дротом із SiCa необхідно враховувати підвищення вмісту кремнію, що вноситься із SiCa, так як при обробці сталей дротом із AlCa необхідно враховувати внесений алюміній.

Перед введенням порошкового або алюмінієвого дроту необхідно перевірити стан спрямовуючої труби на трайб-апараті і у випадку необхідності зробити її заміну (якщо нижня частина спрямовуючої труби згоріла (стала коротшою). При короткій спрямовуючій трубі частина дроту кладеться на шлак, не

потрапляючи в метал. Коригування при необхідності вмісту вуглецю в металі відбувається введенням вуглецевмісного порошкового дроту або вугіллям (коксиком). Присадка 15 кг на ківш вуглецевмісного дроту вводить 0,01% вуглецю. Максимальне науглецювання металу вуглецевим дротом допускається на величину не більше 0,05%. Витрати порошкового дроту діаметром 13-16 мм для коригування хімічного складу сталі наведено в табл.2 ,3.

Таблиця 2 – Рекомендовані витрати порошкового дроту діаметром 13 мм

Елемент (матеріал), що вводиться	Величина коригування, %					
	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06
Вуглець (графіт), м	150	240	360	480	600	720
Кремній (ФС75), м	150	240	360	480	600	720
Марганець (ФМн70), м	30	60	90	120	150	180

Таблиця 3 – Рекомендовані витрати порошкового дроту діаметром 16 мм

Елемент (матеріал), що вводиться	Величина коригування, %					
	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06
Вуглець (графіт), м	108	174	264	354	444	528
Кремній (ФС75), м	93	150	225	300	375	450
Марганець (ФМн70), м	20	40	60	80	101	121

Кінцеве коригування температури металу в сталерозливному ковші перед передачею на МБЛЗ здійснюється на установці позапічної обробки сталі.

На ПАТ „АрселорМіттал Кривий Ріг” були проведені дослідні плавки з розливом сталі на МБЛЗ. Після виплавки металу в конвертері випуск металу в ківш проводився при температурі 1709⁰С (по ТК № 41690 – 1710⁰С), при цьому замір окисненості металу в конвертері склав 1682 ppm. Тривалість випуску склала 4 хв. 22 сек., обробку металу в ковші проводили продувкою аргоном на протязі усього випуску з втратами газу 1,5 м³/хв.

Температура металу в сталерозливному ковші після випуску склала 1680⁰С (по ТК № 41630 – 1645⁰С), при цьому замір окисненості металу в ковші склав 24,6 ppm (по ТІ не більше 45 ppm). Розкислення металу проводилося в сталерозливному ковші. Витрати розкислювачів і алюмінію на плавку наведено в табл.4.

Угар легуючих елементів, що вносяться феросплавами (без урахування легуючих елементів SiCa дротом, так як відсутні дані фактичної ваги, метражу і діаметру дроту, а також нетехнологічність їх введення в ківш – на дзеркало металу) наведено в табл.5.

Таблиця 4

Витрати розкислювачів, кг /пл			
FeMn	FeSi	Al	SiCa дріт
900	200	338	60

Таблиця 5

Х/с готової сталі, %	C	Mn	Si	Al
№ 254383	0,22	0,65	0,126	0,19
розкислювали на:	0,22	0,65	0,13	0,26
Угар	7,1	6,9	3,1	26,9

Хронометраж операцій: видача плавки в розливне відділення 19:49; накриття кришкою 4 хв. (19:53); перестановка із сталевозу на лафет 5 хв. (19:58); доставка від КЦ до ВБРС 17 хв. (20:15); намагання зняти кришку 6 хв. (20:21); постановка на стенд 7 хв. (20:28); підготовка промковша 7 хв. (20:35); поворот стенда, підготовка і початок розливу 6 хв. (20:41); всього від видачі до початку розливу 52 хв. (по ТК № 4 – 50 хв). Розлив сталі проводився без заміру температури в сталерозливному ковші після транспортування (не змогли зняти кришку), бо заклинило електроди. В ході розливу сталі відкрито струмки № 1, 3, 5. Розлив зупинено на струмку №1 по механічній частині – впирання заготівки на виході із вторинної зони охолодження, на струмку № 3 – з причини викривлення заготівки на виході із тягнучо-правильної машини, на струмку № 5 – через затримку з відділенням головки затравки.

Загальна довжина відливої заготівки з урахуванням залишеної в струмках складає до 50 м (розрахункова вага до 9 т). Залишок металу в промковші в кількості 25 т переведено в скрап. Залишок металу в сталерозливному ковші склав 62 т. Його відправлено в цех і перелито в міксер для подальшого використання.

Заміри температури сталі в проміжному ковші склали: 1554⁰С, 1577⁰С, 1569⁰С (по ТІ 1540-1555⁰С). Рівень металу в кристалізаторі склав 100 мм від верху зрізу. Діаметр стакан-дозатора проміжного ковша – 18 мм. Швидкість початку розливу склав 2,5 м/хв. Подальший розлив проводили із швидкістю 2 м/хв. (по ТІ при розливі відкритим струменем 2,43-3,43 м/хв.). Рівень занурення стакану в метал склав 18 мм. Витрати води на охолодження кристалізаторів – 2000 л/хв. (по ТІ 2100л/хв.). Витрати мастила, що подається в кристалізатор – 150 мл (по ТІ до 150 мл). Перепади температури Δ Т води первинного охолодження – 6⁰С (по ТІ не більше 10⁰С). Після розливу сталі марки СтЗнс на МБЛЗ відібрана проба, розлив проводився по третьому струмку. Швидкість початку розливу склала 2,5 м/хв. Витрати води на охолодження кристалізатора – 2000л/хв. При візуальному огляді на поверхні проби видимих дефектів немає. З доставленої проби виготовлено поперечний макротемплет і зразок для спектрального аналізу. Спектральний аналіз проведено в трьох точках: біля поверхні, на ¼ діагоналі і в осьовій зоні. Макроструктура металу проби досліджувалась методом глибокого травлення і оцінювалася за чотирибальними шкалами.

В осьовій зоні проби спостерігаються дефекти усадочного походження – осьові тріщини і пористість, що оцінюються 3 і 4 балами відповідно. Тріщини і ліквациїні

смужки спостерігаються у вигляді одиничних дефектів і не перевищують 1 бал. Кіркова зона по периметру дослідної проби нерівномірна. Глибина її змінюється в межах 1,0-11,0 мм; зона стовбчастих кристалів складає 30,0-55,0 мм; зона рівновісних кристалів – 15,0-25,0 мм (табл.6).

Таблиця 6

№ плавки	Грані	Розміри кристалізаційних зон, мм		
		кіркова	стовбчастих кристалів	рівновісних кристалів
254383	1	4,0-11,0	35,0-40,0	20,0-25,0
	2	1,0-4,0	40,0-55,0	23,0-25,0
	3	1,0-10,0	30,0-45,0	20,0-23,0
	4	1,0-10,0	35,0-45,0	15,0-17,0

Крім того, на глибині 1,0-41,0 мм від поверхні проби спостерігаються грубі газові бульбашки із шириною розкриття 1,0-2,0 мм. Довжина дефектів складає 3,0-11,0 мм. В порожнині окремих дефектів проглядаються неметалеві включення. Дані про характеристику макроструктури наведено в табл.7.

Таблиця 7

№ плавки	Характеристика макроструктури, бал					
	Осьова пористість (ОП)	Осьова хімічна неоднорідність, збагачення домішками (ОХНА)	Тріщини осьової зони (ТО)	Тріщини і ліквіаційні смужки, перпендикулярні граням, і кутові (ТПГУ)	Точкова неоднорідність (ТН)	Позаосьова хімічна неоднорідність (світла смуга)
254383	4	0,5	3	1	1,5	0

Висновки по розливу сталі.

1. Глибина кіркової зони проби сталі марки Ст 3нс пл. 254383 неоднакова, що свідчить про нерівномірність охолодження по периметру заготовки.

2. В осьовій зоні проби є дефекти усадочного походження – осьові тріщини і пористість, що оцінюються 3 і 4 балами відповідно по ДСТУ 4061-2001.

3. В макроструктурі металу заготовки мають місце грубі газові бульбашки, причиною утворення яких згідно із „Сучасним атласом дефектів безперервнолитої заготовки” могло послужити недостатнє розкислення сталі, високий вміст газів або волога шлакоутворюючої суміші. Масова доля вуглецю в металі дослідної проби вища від допустимого значення для сталі марки Ст3нс за ДСТУ2651:2005/ГОСТ380-2005. Ліквіація марганцю, кремнію, сірки, фосфору від поверхні до центру дуже незначна.

В подальшому була підготована для розливу сталі на МБЛЗ плавка № 254610 – друга плавка. Хронометраж операцій: видача плавки в розливне відділення 11:55 – 1657⁰С; накриття кришкою 3 хв. (11:58); перестановка із сталевозу на лафет 7 хв. (12:05); доставка від КЦ до МБЛЗ 7 хв. (12:12); установка на сталевіз УПК 5 хв. (12:17); зняття кришки 4 хв. (12:21); обробка аргоном 22 хв. (12:43) від 1652⁰С до 1625⁰С; накриття кришкою 7 хв. (12:50); постановка на стенд 6 хв. (12:56); постановка промковша 2 хв. (12:58); установка захисної труби 2 хв. (13:00); початок розливу 13:00 – 1568⁰С; всього від видачі до початку розливу – 65 хв.

Обробка аргоном. Забір t в ковші № 1: 1652.4⁰С – 12.23 хв. (ML) 97.50 ppm; аргон включений 12.25 хв.; забір t в ковші № 2: 1639⁰С – 12.28 хв. (ML) 63.3 ppm; присаджено в ківш 1 мішок Al плюшок, 1 моток SiCa; забір t в ковші № 3: 1634⁰С – 12.32 хв. (ML) 56.4 ppm; забір t в ковші: 1631.3⁰С – 12.37 хв.; присаджено в ківш: 1 моток SiCa, 4 мішка TiC; проба: 12.41 хв.; забір t в ковші: 1625⁰С – 12.42 хв. 33.3 ppm, 6 мішків TiC; закриття аргону: 12.42 хв. Чиста вага металу до початку розливу згідно з показами вагів склала ~107,5 т. У результаті розливу частина металу залишилася в стальковші, проміжному ковші і струмках МБЛЗ. Залишок металу в стальковші в кількості ~74,5 т (за

останніми показами ваг) зливо в чавуновізні ковші і потім в міксер. Таким чином, загальні втрати металу склали ~33т. Також на плавку було витрачено 909 кг феромарганцю, 312 кг феросиліцію, 260 кг алюмінію і 200 кг вугілля.

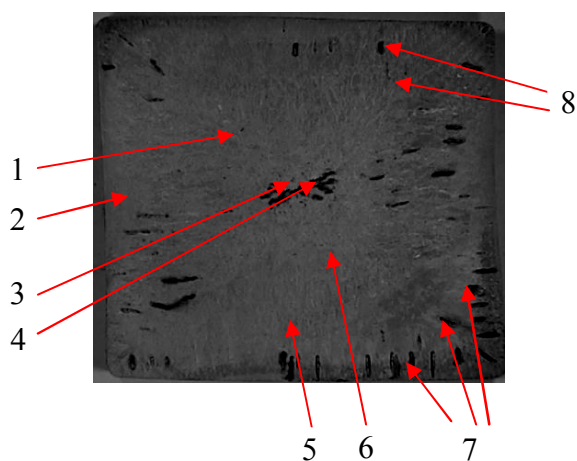
Результати металографічного дослідження в результаті освоєння технології виробництва катанки із безперервнолитої заготовки в умовах ДС 150-1 і ДДС 250/150. На дослідження доставлено вісім проб, відібраних від безперервнолитих заготовок сталі марки СтЗнс пл.254610. Сім проб відібрано від семи заготовок, розлитих на струмку № 3, одна проба – від заготовки, розливої на струмку №6. Швидкість початку розливу складала 2,6 м/хв. (по ТІ при розливі відкритим струмком 2-3,43 м /хв.). Витрати води на охолодження кристалізатора – 2100л/хв. З усіх доставлених проб виготовлено поперечні макротемплети. Макроструктура металу досліджених проб виявлялась методом глибокого травлення і оцінювалась за чотирибальною шкалою ДСТУ 4061-2001. В осьовій зоні усіх дослідних проб мають місце внутрішні дефекти заготовок, що являють собою в пробах №№ 1, 8 осьові тріщини, а в пробах №№ 5, 7 – осьову пористість. Усі виявлені дефекти осьової зони перевищують 3-й бал за ДСТУ 4061-2001. Тріщини і ліквацийні смужки спостерігаються в пробах №№ 1, 8 і перевищують 2 бал за ДСТУ 4061-001. Кіркова зона по периметру усіх дослідних проб нерівномірна. Глибина її змінюється від 0 до 26 мм. Зона стовбчастих кристалів складає 20-52 мм. Зона рівновісних кристалів складає 12-37 мм.

Висновки по розливу сталі.

1. Глибина кіркової зони біля поверхні усіх дослідних проб безперервнолитих заготовок сталі марки Ст Знс пл. 254610 однакова, що свідчить про нерівномірне охолодження по периметру заготовки.

2. В осьовій зоні усіх проб мають місце дефекти – осьові тріщини і пористість, що не перевищують 3 бали за ДСТУ 4061-2001.

3. У макроструктурі металу усіх заготовок мають місце газові бульбашки (підкіркові канали), причиною утворення яких згідно із „Сучасним атласом дефектів безперервнолитої заготовки” могло бути недостатнє розкислення сталі, високий вміст газів або неякісна (волога) шлакоутворююча суміш (рис.2-5).



- 1 - точкова неоднорідність (ТН); 2 - кіркова зона;
- 3 - осьова пористість, газові бульбашки;
- 4 - тріщини осьової зони (ТО);
- 5 - зона стовбчастих кристалів;
- 6 - зона рівновісних кристалів; 7 - газові бульбашки;
- 8 - тріщини і ліквацийні смужки, перпендикулярні граням (ПГТУ)

Рисунок 2 – Макроструктура безперервнолитої заготовки

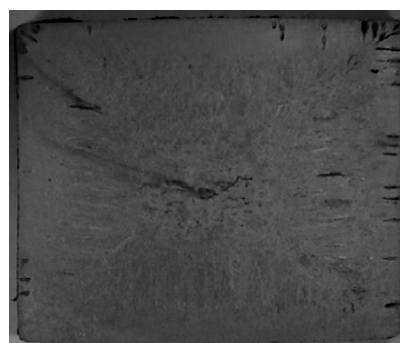


Рисунок 3 – Макроструктура металу безперервнолитої заготовки 150 сталі марки СтЗнс пл. 254610 (№ 1)



Рисунок 4 – Макроструктура металу безперервнолитої заготовки 150 сталі марки СтЗнс пл. 254610 (№ 8)

Осьова пористість



Рисунок 5 – Макроструктура металу безперервнолитої заготовки 150 сталі марки СтЗнс пл. 254610 (№ 5)

Висновки. Макроструктура першої плавки була поганою, бо було допущено низку порушень технології та недотримання деяких пунктів технологічної інструкції; так необхідно: проведення геодезії і налагодження механічного обладнання струмків, введення в експлуатацію майстерні по ремонту кристалізаторів (після 2-х дослідних плавок 4 кристалізатора потрібно ремонтувати), а також стенда кантовки промковша на ділянці підготовки. Також відзначено наступні невідповідності технології виплавки даної марки сталі: продувка плавки проводилась без скачування шлаку; невідповідність вимогам ТІ (тривалість випуску металу в сталерозливний ківш склала 2 хв. 27сек. (по ТІ 3-7 хв.)); температура металу в сталерозливному ковші склала 1652⁰С, що на 7⁰С вище від верхньої регламентованої межі (по ТК – 1630-1645⁰С); а також низькі витрати алюмінію в ківш для коригування окисненості металу, яка склала 260 кг/пл. (згідно з розрахунком Multi Lab III для отримання окисненості металу в ковші не більше 45 ppm витрати алюмінію повинні складати 286 кг/пл.).

Макроструктура другої плавки, розлитої на МБЛЗ, має менше недоліків – від плавки до плавки макроструктура заготовок стає кращою. Технологія розливу сталі на МБЛЗ вдосконалюється і для усунення недоліків якості заготовок необхідно враховувати їх і намагатися ліквідувати.

ЛІТЕРАТУРА

1. Огурцов А.П. Непрерывное литье стали / А.П.Огурцов, А.В.Гресс. – Днепропетровск: Системные технологии, 2002. – 675с.
2. Кудрин В.А. Теория и технология производства стали: учебник для вузов / Кудрин В.А. –М.: Изд-во АСТ. – 2003. – 528с.

Надійшла до редколегії 20.07.2014.

Дніпродзержинський державний технічний університет

**МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ФІЛЬТРАЦІЇ ДОМІШОК
У ДЕНДРИТНОМУ КАРКАСІ ЗЛИВКА, ЩО ТВЕРДНЕ**

Вступ. Розплав, який кристалізується, – це багатофазне середовище с фазовими перетвореннями. Область тверднення можна поділити на п'ять зон, які якісно відрізняються між собою за характером теплофізичних процесів, які в них відбуваються: рідинну зону, зону рухомих кристалів, зону живлення, зону вкрапленого розплаву, тверду зону [1]. На процеси формування структури зливка і перерозподілу в ньому домішок великий вплив має характер руху кристалів та домішкових фаз в рідинній зоні.

У результаті вивчення кристалізації зливка доводиться стикатися з достатньо широким комплексом запитань [2]. У більшості практичних випадків фронт кристалізації нестійкий, тобто можливий ріст дендритів або хаотичне зародження кристалів. В цьому випадку виникає двохфазна зона кристалізації, в якій матеріал, що кристалізується, існує в рідкому та твердому станах.

Вважається, що в рівноважній моделі двохфазної зони дифузійні процеси в рідкій та твердій фазах проходять повністю. Тоді справедливо правило важеля для визначення густини фази домішок через її густину в рідкій та твердій фазах [3].

Аналіз фільтраційного руху розплаву в дендритному каркасі є важливим з точки зору практичних задач, так як він впливає на структурну та хімічну неоднорідності у зливку, які утворюються завдяки механізму сегрегації [4, 5].

Вважається, що домішки крізь дендритний каркас рухаються з фільтраційною швидкістю розплаву. На підставі аналізу експериментальних даних роботи [6] впливає висновок, що сегреганти, в яких кут змочування дендритних кристалів більший, ніж в чистому розплаві, капілярними силами виштовхуються з дендритного каналу у напрямку рідкої зони, тобто рухається в бік, протилежний руху розплаву, і цей рух є визначаючим при утворенні хімічної неоднорідності зливка.

Постановка задачі. Задачею даної роботи є створення двовимірної математичної моделі згаданого вище процесу та застосування одного із варіантів методів розщеплення за фізичними факторами для цієї моделі.

Результати роботи. Основні вихідні припущення:

- розрахункова область представляє собою половину осьового перерізу зливка;
- з бічної поверхні та дна зливка відбувається віддача тепла за рахунок конвективного теплообміну з відповідним коефіцієнтом тепловіддачі;
- при кристалізації відбувається перенос домішок.

Розглянемо випадок наявності лише однієї домішкової фази b .

В основу моделі покладено наступні рівняння, які відносяться до окремих зон зливка, що твердне [7]:

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{v} = -(\delta_f - \varepsilon) \left[\Phi_s - \vec{\nabla} \cdot (\zeta \vec{v}_{s1}^c - D_s \vec{\nabla} \zeta) \right] - (1 - \zeta) \frac{d\varepsilon}{dt}, \quad (1)$$

$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} = -(\vec{v} \cdot \vec{\nabla}) \vec{v} + \nu_e \Delta \vec{v} + [\zeta \delta_f + (1 - \zeta) \varepsilon] \vec{g} - \vec{\nabla} \tilde{p}, \quad (2)$$

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} = -\vec{\nabla} \cdot [\zeta(\vec{v} + \vec{v}_{S1}^c)] + \vec{\nabla} \cdot (D_S \vec{\nabla} \zeta) + \Phi_S, \quad (3)$$

$$\frac{\partial \beta_b}{\partial t} = -\vec{\nabla} \cdot (\beta_b \vec{v}_b^c) + \vec{\nabla} \cdot \left[(1-\zeta) D_b \vec{\nabla} \frac{\beta_b}{(1-\zeta)} \right] - \frac{k_b \beta_b}{(1-\zeta)} \Phi_S, \quad (4)$$

$$\vec{v}_{S1}^c = -\frac{d_s^2}{C_{ID} \nu_L} (\varepsilon - \delta_f) \vec{g}, \quad (5)$$

$$\vec{v}_b^c = -\frac{K_b \zeta}{R_b (1-\zeta) + \nu_L x_b \zeta} \left(\frac{2-\zeta}{1-\zeta} \vec{\nabla} \zeta + \zeta \vec{\nabla} \ln \beta_b \right), \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial t} = & -\frac{C_L (1-\zeta)}{C} \vec{v}_L \cdot \vec{\nabla} T - \frac{C_S \zeta}{C} \vec{v}_S \cdot \vec{\nabla} T + \\ & + \frac{1}{C} \vec{\nabla} \cdot \{ [\lambda'_L (1-\zeta) + \lambda'_S \zeta] \vec{\nabla} T \} + \frac{L_e}{C} \Phi_S, \end{aligned} \quad (7)$$

де \vec{v} – середньомасова (барицентрична) швидкість, \vec{v}_{S1}^c – колективна складова відносної швидкості дрібнокристалічної фази, \vec{v}_b^c – колективна швидкість домішок, \vec{v}_L – швидкість розплаву, \vec{v}_S – швидкість твердої фази, δ_f – об'ємний коефіцієнт фазової усадки, ε – температурна усадка, \tilde{p} – тиск, нормований на густину, T – температура, t – час, C – питома теплоємність, C_S – питома теплоємність твердої фази, C_L – питома теплоємність розплаву, причому $C = C_L (1-\zeta) + C_S \zeta$, ζ – об'ємна густина кристалічної фази, C_{ID} – коефіцієнт опору руху кристалів, Φ_S – джерело твердої фази, D_S – коефіцієнт ефективної турбулентної дифузії дрібнокристалічної фази, L_e – ефективна питома енергія фазового перетворення, λ'_S , λ'_L – нормовані на густину розплаву коефіцієнти теплопровідності твердої та рідкої фаз відповідно, β_b – об'ємна густина домішкової фази, D_b – коефіцієнт дифузії домішок, k_b – коефіцієнт рівноважного розподілу домішок, ν_e – ефективний коефіцієнт кінематичної в'язкості, $\nu_L = \frac{\mu}{\rho_0}$ – в'язкість рідкої компоненти середовища, g – прискорення вільного падіння, R_b , та K_b – феноменологічні параметри, які характеризують зону дендритного каркасу, $x_b = \frac{\rho_b^0}{\rho_0}$, ρ_0 – істинна густина рідкої фази, ρ_b^0 – істинна густина домішкової фази.

В плинній зоні швидкості \vec{v}_L та \vec{v}_S можуть бути знайдені за формулами:

$$\vec{v}_L = \vec{v} - \zeta \vec{v}_{S1}^c, \quad \vec{v}_S = \vec{v} + \vec{v}_{S1}^c.$$

Формула (5) відноситься до плинної зони. Вона використовується один раз на початку розрахунку, оскільки швидкість \vec{v}_{S1}^c в моделі, що розглядається, не змінюється. Формули (1) та (2) відносяться виключно до плинної зони, а (6) – до зони живлення. Формула (3) формально справедлива в усьому об'ємі зливка, але в твердій зоні виходить до тривіального виразу $\frac{\partial \zeta}{\partial t} = 0$. В зоні живлення прийнято, що $\vec{v}_S = 0$, тому

конвективний та дифузійний доданки в (3) будуть відсутні, тобто $\frac{\partial \zeta}{\partial t} = \Phi_S$. В повному обсязі рівняння (3) використовується лише в плинній зоні.

Рівняння сегрегації (4) в повному обсязі справедливе аж до зони вкрапленого розплаву, оскільки в зоні живлення, як і в плинній зоні, активно ідуть процеси конвективного переносу та дифузії домішок. В зоні живлення конвективна швидкість домішок визначається формулою (6), а в плинній зоні у вибраному наближенні слід покладати $\vec{v}_b^c = \vec{v}$. В зоні вкрапленого розплаву через сегрегаційний механізм виділення домішки, хоч процес виділення і продовжується, середня густина домішки по всіх фазах не змінюється, оскільки перенос її припиняється, що дозволяє в зоні вкрапленого розплаву, як і в твердій зоні, рівняння (4) не розглядати. Рівняння теплопереносу (7) слід розв'язувати в усіх зонах зливка. Треба враховувати, що конвективний перенос тепла має місце тільки в плинній зоні. В усіх інших $\vec{v}_L = \vec{v}_S = 0$.

Ці рівняння доповнюються граничними умовами:

- 1) на твердих поверхнях та осі симетрії на перпендикулярну складову вектора швидкості накладається умова непротікання

$$\vec{n} \cdot \vec{V}_\perp = 0, \quad (8)$$

на швидкості паралельні поверхні – умова вільного ковзання

$$\left. \frac{\partial V_\parallel}{\partial \vec{n}} \right|_S = 0; \quad (9)$$

- 2) для тиску на усіх границях задається гранична умова другого роду

$$\vec{n} \cdot \vec{\nabla} \tilde{p} = 0; \quad (10)$$

- 3) для температури на осі симетрії та верхній поверхні форми – умова теплоізоляції

$$\left. \frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right|_S = 0, \quad (11)$$

на бічній поверхні та дні форми – умова конвективного теплообміну

$$\left. \frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right|_S = \alpha(T - T_{cp}), \quad (12)$$

де α – коефіцієнт теплопередачі;

- 4) на осі симетрії і твердих поверхнях форми для домішкової та твердої фази – умова непротікання:

$$\vec{n} \cdot \vec{\nabla} \beta = 0, \quad \vec{n} \cdot \vec{\nabla} \zeta = 0 \quad (13)$$

Застосуємо метод розщеплення за фізичними факторами для розв'язання системи рівнянь (1)-(7).

У результаті для визначення теплофізичних характеристик затверділого зливка бінарного сплаву в квазидвофазному наближенні нерівноважної моделі кристалізації приходимо до наступної схеми розщеплення [7]:

0

$$2 \quad \vec{v}_{S1}^c = -\frac{d_S^2}{C_{1D} \nu_L} (\varepsilon - \delta_f) \vec{g}, \quad (14)$$

I

$$1, 2 \quad \vec{v} = \vec{v}^n + \tau \left\{ \left(\vec{v}^n \cdot \vec{\nabla} \right) \vec{v}^n + \nu_e \Delta \vec{v}^n + \left[\zeta^n \delta_f + (1 - \zeta^n) \varepsilon^n \right] \vec{g} \right\}, \quad (15)$$

$$1-5 \quad \lambda^n = \lambda'_L (1 - \zeta^n) + \lambda'_S \zeta^n, \quad (16)$$

$$1-5 \quad C^n = C_L (1 - \zeta^n) + C_S \zeta^n, \quad (17)$$

$$1-5 \quad \tilde{T} = T^n + \frac{\tau}{C^n} \left[\vec{\nabla} \cdot \left(\lambda^n \vec{\nabla} T^n \right) + L_e \Phi_S^n \right], \quad (18)$$

$$1, 2 \quad \tilde{\zeta} = \zeta^n + \tau \left[\vec{\nabla} \cdot \left(D_S \vec{\nabla} \zeta^n \right) + \Phi_S^n \right], \quad (19)$$

$$1-3 \quad \tilde{\beta} = \beta^n + \tau \left\{ \vec{\nabla} \cdot \left[\left(1 - \zeta^n \right) D_b \vec{\nabla} \left(\frac{\beta^n}{1 - \zeta^n} \right) - \frac{k_b \beta^n}{1 - \zeta^n} \Phi_S^n \right] \right\}, \quad (20)$$

II

$$1, 2 \quad T^{n+1} = \tilde{T} - \tau \vec{v}^n \cdot \vec{\nabla} T^n, \quad (21)$$

$$1, 2 \quad \zeta^{n+1} = \tilde{\zeta} - \tau \vec{\nabla} \cdot \left[\zeta^n \left(\vec{v}^n + \vec{v}_{S1}^c \right) \right], \quad (22)$$

$$3 \quad A^{n+1} = - \frac{K_b \zeta^{n+1}}{R_b \left(1 - \zeta^{n+1} \right) + \nu_L x_b \zeta^{n+1}}, \quad (23)$$

$$3 \quad B^{n+1} = \frac{2 - \zeta^{n+1}}{1 - \zeta^{n+1}} \vec{\nabla} \zeta^{n+1}, \quad (24)$$

$$1-3 \quad \beta^{n+1,0} = \tilde{\beta}, \quad p^{n+1,0} = p^n, \quad \vec{v}^{n+1,0} = \vec{v}^n, \quad (25)$$

III

$$1, 2 \quad \tilde{p}^{n+1,k+1} = \tilde{p}^{n+1,k} + \omega \left[\Delta \tilde{p}^{n+1,k} - \left(\vec{\nabla} \cdot \vec{v} + \Phi_S^{n+1,k} \right) / \tau \right], \quad (26)$$

IV

$$3 \quad \vec{v}_b^{c n+1,k} = A^{n+1} \left(B^{n+1} + \zeta^{n+1} \vec{\nabla} \ln \beta_b^{n+1,k} \right), \quad (27)$$

$$1-3 \quad \beta^{n+1,k+1} = \tilde{\beta} - \tau \vec{\nabla} \cdot \left(\beta^{n+1,k} \vec{v}_b^{c n+1,k} \right), \quad (28)$$

$$1, 2 \quad \vec{v}^{n+1} = \vec{v} - \tau \Delta \tilde{p}^{n+1} \quad (29)$$

Тут n – номер часового шару, k – номер ітерації.

Ліворуч кожної з формул наведені номери зон, в яких ці формули справедливі. Номери відповідають значенням: 1 – рідинна зона; 2 – зона рухомих кристалів; 3 – зона живлення; 4 – зона вкрапленого розплаву; 5 – тверда зона.

Весь процес розрахунку умовно розбивається на чотири етапи. Спочатку (нульовий етап), поза циклом за часом, знаходиться швидкість кристалів відносно розплаву в зоні рухомих кристалів (14). Всі наступні етапи виконуються в циклі за часом.

На першому етапі проводяться попередні підрахунки всіх основних теплофізичних величин (15)-(20) і враховується, переважно, дифузійний компонент всіх процесів. Оскільки дифузиею в усіх процесах охоплена найбільша частина розрахункової області, то на другому етапі розраховується найбільша кількість зон. Для швидкості враховується ще конвективна складова і не враховується лише поле тиску, тобто знаходиться допоміжне поле швидкості, що відповідає першому етапу звичайної схеми розщеплення.

На другому етапі, по-перше, завершуються обчислення величин (T та ζ), для яких прийнята явна схема (21)-(22). При цьому враховуються переносні процеси для

цих величин у зонах, де вони відбуваються. По-друге, виконуються попередні ототоження (25), які необхідні для проведення розрахунків в ітераційному циклі (останні два етапи), а також розрахунки (23), (24), які можна винести за ітераційний цикл, щоб його максимально полегшити.

На третьому етапі знаходиться поле тиску в плинній зоні (26).

I, нарешті, на останньому, четвертому, етапі знаходяться остаточні значення домішки в зоні живлення (28) і швидкостей середовища в плинній зоні (29), а також густини домішки в усіх цих зонах. Обчислення на третьому і четвертому етапах незалежні і можуть проводитися в будь-якому порядку.

Тепер зробимо покоординатний запис математичної моделі для двовимірного випадку рівнянь (14)-(29):

0

$$2 \quad u_{S1}^c = 0; \quad w_{S1}^c = -\frac{d_S^2}{C_{1D}v_L}(\varepsilon - \delta_f)g \quad (30)$$

I

$$1, 2 \quad \tilde{u} = u^n + \tau \left[-u^n \frac{\partial u^n}{\partial r} - w^n \frac{\partial u^n}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{v_e^r}{r} \frac{\partial (ru^n)}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(v_e^z \frac{\partial u^n}{\partial z} \right) \right], \quad (31)$$

$$\begin{aligned} \tilde{w} = w^n + \tau \left[-u^n \frac{\partial w^n}{\partial r} - w^n \frac{\partial w^n}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(v_e^r r \frac{\partial w^n}{\partial r} \right) + \right. \\ \left. + \frac{\partial}{\partial z} \left(v_e^z \frac{\partial w^n}{\partial z} \right) + \left[\zeta^n \delta_f + (1 - \zeta^n) \varepsilon^n \right] g \right], \quad (32) \end{aligned}$$

$$1-5 \quad \lambda^n = \lambda'_L (1 - \zeta^n) + \lambda'_S \zeta^n, \quad (33)$$

$$1-5 \quad C^n = C_L (1 - \zeta^n) + C_S \zeta^n, \quad (34)$$

$$1-5 \quad \tilde{T} = T^n + \frac{\tau}{C^n} \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda^n \left(\frac{\partial T^n}{\partial r} \right) \right) + \frac{\partial^2}{\partial z^2} (\lambda^n T^n) + L_e \Phi_S^n \right], \quad (35)$$

$$1, 2 \quad \tilde{\zeta} = \zeta^n + \tau \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r D_S \frac{\partial \zeta^n}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(D_S \frac{\partial \zeta^n}{\partial z} \right) + \Phi_S^n \right], \quad (36)$$

1-3

$$\begin{aligned} \tilde{\beta} = \beta^n + \tau \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r (1 - \zeta^n) D_b \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{\beta^n}{1 - \zeta^n} \right) \right) + \right. \\ \left. + \frac{\partial}{\partial z} \left((1 - \zeta^n) D_b \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\beta^n}{1 - \zeta^n} \right) \right) - \frac{k_b \beta^n}{(1 - \zeta^n)} \Phi_S^n \right], \quad (37) \end{aligned}$$

II

$$1, 2 \quad T^{n+1} = \tilde{T} - \tau \left(u^n \frac{\partial T^n}{\partial r} + w^n \frac{\partial T^n}{\partial z} \right), \quad (38)$$

$$1, 2 \quad \zeta^{n+1} = \tilde{\zeta} - \tau \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \zeta^n \left(u^n + u_{S1}^c \right) \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\zeta^n \left(w^n + w_{S1}^c \right) \right) \right], \quad (39)$$

$$3 \quad A^{n+1} = - \frac{k_b \zeta^{n+1}}{R_b \left(1 - \zeta^{n+1} \right) + \nu_{Lx} b \zeta^{n+1}}, \quad (40)$$

$$3 \quad B^{n+1} = \frac{2 - \zeta^{n+1}}{1 - \zeta^{n+1}} \left(\frac{\partial \zeta^{n+1}}{\partial r} + \frac{\partial \zeta^{n+1}}{\partial z} \right), \quad (41)$$

$$1-3 \quad \beta^{n+1,0} = \tilde{\beta}, \quad p^{n+1,0} = p^n, \quad u^{n+1,0} = u^n, \quad w^{n+1,0} = w^n, \quad (42)$$

III

$$1, 2 \quad \tilde{p}^{n+1,k+1} = \tilde{p}^{n+1,k} + \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \tilde{p}^{n+1,k}}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 \tilde{p}^{n+1,k}}{\partial z^2} - \left(\frac{1}{r} \frac{\partial (r \tilde{u})}{\partial r} + \frac{\partial \tilde{w}}{\partial z} + \Phi_S^{n+1,k} \right) / \tau \right], \quad (43)$$

IV

$$3 \quad u_b^c{}^{n+1,k} = A^{n+1} \left(B^{n+1} + \zeta^{n+1} \frac{\partial (\ln \beta^{n+1,k})}{\partial r} \right), \quad (44)$$

$$3 \quad w_b^c{}^{n+1,k} = A^{n+1} \left(B^{n+1} + \zeta^{n+1} \frac{\partial (\ln \beta^{n+1,k})}{\partial z} \right).$$

$$1-3 \quad \beta^{n+1,k+1} = \tilde{\beta} - \tau \left[\frac{1}{r} \left(\frac{\partial (r \beta^{n+1,k} u_b^c{}^{n+1,k})}{\partial r} \right) + \left(\frac{\partial (\beta^{n+1,k} w_b^c{}^{n+1,k})}{\partial z} \right) \right]. \quad (45)$$

$$1, 2 \quad u^{n+1} = \tilde{u} - \tau \frac{\partial \tilde{p}^{n+1}}{\partial r}, \quad (46)$$

$$1, 2 \quad w^{n+1} = \tilde{w} - \tau \frac{\partial \tilde{p}^{n+1}}{\partial z}.$$

Розрахункову область розіб'ємо рівномірною шаховою сіткою на комірки. Тоді кінцево-різницева апроксимація схеми (30)-(46) на рівномірній сітці має вигляд:

0

$$2 \quad u_{S1i,j}^c = 0; \quad w_{S1i,j}^c = - \frac{d_S^2}{C_{1D} \nu_{Li,j}} (\varepsilon - \delta_f) g,$$

I

1, 2

$$\tilde{u}_{i',j} = u_{i',j}^n - \tau \frac{u_{i',j}^n}{2\Delta r} \left[u_{i'+1,j}^n - u_{i'-1,j}^n \right] - \tau \frac{(w_{i,j'}^n + w_{i+1,j'}^n + w_{i,j'-1}^n + w_{i+1,j'-1}^n)}{4} \cdot \frac{(u_{i',j+1}^n - u_{i',j-1}^n)}{2\Delta z} +$$

$$+ \tau \left\{ \left[\nu_{i',j}^r \left[\frac{1}{(i-0,5)} (i u_{i'+1,j}^n - (i-1) u_{i',j}^n) - \frac{1}{(i-1,5)} ((i-1) u_{i',j}^n - (i-2) u_{i'-1,j}^n) \right] / \Delta r^2 + \right.$$

$$\left. + \frac{\left[\nu_{i',j}^z (u_{i',j+1}^n - u_{i',j}^n) - \nu_{i',j'-1}^z (u_{i',j}^n - u_{i',j-1}^n) \right]}{\Delta z^2} \right\},$$

$$\begin{aligned} \tilde{w}_{i',j} = & w_{i,j}^n - \tau \frac{w_{i,j'}^n}{2\Delta z} [w_{i,j'+1}^n - w_{i,j'-1}^n] - \tau \frac{(u_{i',j}^n + u_{i',j+1}^n + u_{i'-1,j}^n + u_{i'-1,j+1}^n)}{4} \cdot \frac{(w_{i+1,j'}^n - w_{i-1,j'}^n)}{2\Delta r} + \\ & + \tau \left[\frac{1}{(i-1,5)} [v_{i',j'}^r (i-1)(w_{i+1,j'}^n - w_{i,j'}^n) - v_{i'-1,j'}^r (i-2)(w_{i,j'}^n - w_{i-1,j'}^n)] / \Delta r^2 + \right. \\ & \left. + \frac{v_{i,j'}^z (w_{i,j'+1}^n - 2w_{i,j'}^n + w_{i,j'-1}^n)}{\Delta z^2} \right] + \tau (\zeta_{i,j'}^n \delta_f + (1 - \zeta_{i,j'}^n) \varepsilon^n) g. \end{aligned}$$

$$1-5 \quad \lambda_{i,j}^n = \lambda_L' (1 - \zeta_{i,j}^n) + \lambda_S' \zeta_{i,j}^n,$$

$$1-5 \quad C_{i,j}^n = C_L (1 - \zeta_{i,j}^n) + C_S \zeta_{i,j}^n,$$

$$\begin{aligned} 1-5 \quad \tilde{T}_{i,j} = & T_{i,j}^n + \frac{\tau}{C_{i,j}^n} \left[\frac{1}{(i-1,5)\Delta r^2} (\lambda_{i',j}^n (i-1)(T_{i+1,j}^n - T_{i,j}^n) - \lambda_{i'-1,j}^n (i-2)(T_{i,j}^n - T_{i-1,j}^n)) + \right. \\ & \left. + \frac{1}{\Delta z^2} (\lambda_{i,j'}^n (T_{i,j+1}^n - T_{i,j}^n) - \lambda_{i,j'-1}^n (T_{i,j}^n - T_{i,j-1}^n)) + L_e \Phi_S^n \right], \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} 1, 2 \quad \tilde{\zeta}_{i,j} = & \zeta_{i,j}^n + \tau \left[\frac{DS}{(i-1,5)\Delta r^2} ((i-1)(\zeta_{i+1,j}^n - \zeta_{i,j}^n) - (i-1)(\zeta_{i,j}^n - \zeta_{i-1,j}^n)) + \right. \\ & \left. + \frac{DS}{\Delta z^2} (\zeta_{i,j+1}^n - 2\zeta_{i,j}^n + \zeta_{i,j-1}^n) + \Phi_S^n \right] \end{aligned}$$

1-3

$$\begin{aligned} \tilde{\beta}_{i,j} = & \beta_{i,j}^n + \tau \left[D_b \left(\frac{1}{(i-1,5)\Delta r^2} \left((i-1)(1 - \zeta_{i,j}^n) \left(\frac{\beta_{i+1,j}^n}{(1 - \zeta_{i+1,j}^n)} - \frac{\beta_{i,j}^n}{(1 - \zeta_{i,j}^n)} \right) \right) - \right. \\ & - (i-2)(1 - \zeta_{i-1,j}^n) \left(\frac{\beta_{i,j}^n}{(1 - \zeta_{i,j}^n)} - \frac{\beta_{i-1,j}^n}{(1 - \zeta_{i-1,j}^n)} \right) + \frac{1}{\Delta z^2} \left[(1 - \zeta_{i,j}^n) \left(\frac{\beta_{i,j+1}^n}{(1 - \zeta_{i,j+1}^n)} - \frac{\beta_{i,j}^n}{(1 - \zeta_{i,j}^n)} \right) - \right. \\ & \left. \left. - (1 - \zeta_{i,j-1}^n) \left(\frac{\beta_{i,j}^n}{(1 - \zeta_{i,j}^n)} - \frac{\beta_{i,j-1}^n}{(1 - \zeta_{i,j-1}^n)} \right) \right] - \frac{k_b \beta_{i,j}^n}{(1 - \zeta_{i,j}^n)} \Phi_S^n \right] \end{aligned}$$

II

$$1, 2 \quad T_{i,j}^{n+1} = \tilde{T}_{i,j} - \tau \left(\frac{u_{i',j}^n + u_{i'-1,j}^n}{2} \cdot \frac{T_{i+1,j}^n - T_{i-1,j}^n}{2\Delta r} + \frac{w_{i,j'}^n + w_{i,j'-1}^n}{2} \cdot \frac{T_{i,j+1}^n - T_{i,j-1}^n}{2\Delta z} \right)$$

$$\begin{aligned} \zeta_{i,j}^{n+1} = & \zeta_{i,j}^n - \tau \left[\frac{1}{(i-1,5)\Delta r} \left((i-1) \left(\frac{\zeta_{i,j}^n + \zeta_{i+1,j}^n}{2} \right) u_{i',j}^n - \right. \\ 1, 2 \quad & \left. - (i-2) \left(\frac{\zeta_{i-1,j}^n + \zeta_{i,j}^n}{2} \right) u_{i'-1,j}^n \right) + \left(\frac{\zeta_{i,j}^n + \zeta_{i,j+1}^n}{2} \right) \times \\ & \times \left(w_{i,j'}^n + w_{S1i,j'}^c \right) \left(\frac{\zeta_{i,j-1}^n + \zeta_{i,j}^n}{2} \right) \left(w_{i,j'-1}^n + w_{S1i,j'-1}^c \right) / \Delta z \right] \end{aligned}$$

$$3 \quad A_{i,j}^{n+1} = -\frac{k_b \zeta_{i,j}^{n+1}}{R_b \left(1 - \zeta_{i,j}^{n+1}\right) + \nu_L x_b \zeta_{i,j}^{n+1}},$$

$$3 \quad B_{i,j}^{n+1} = \frac{2 - \zeta_{i,j}^{n+1}}{1 - \zeta_{i,j}^{n+1}} \left(\frac{\zeta_{i+1,j}^{n+1} - \zeta_{i-1,j}^{n+1}}{2\Delta r} + \frac{\zeta_{i,j+1}^{n+1} - \zeta_{i,j-1}^{n+1}}{2\Delta z} \right),$$

$$1-3 \quad \beta_{i,j}^{n+1,0} = \tilde{\beta}_{i,j}, \quad p_{i,j}^{n+1,0} = p_{i,j}^n, \quad u_{i,j}^{n+1,0} = u_{i,j}^n, \quad w_{i,j}^{n+1,0} = w_{i,j}^n,$$

III

1, 2

$$\begin{aligned} \tilde{p}_{i,j}^{n+1,k+1} = & \tilde{p}_{i,j}^{n+1,k} + \omega \left[\frac{1}{(i-1,5)\Delta r^2} \left((i-1) \left(\tilde{p}_{i+1,j}^{n+1,k} - \tilde{p}_{i,j}^{n+1,k} \right) - (i-2) \left(\tilde{p}_{i,j}^{n+1,k} - \tilde{p}_{i-1,j}^{n+1,k} \right) \right) + \right. \\ & \left. + \frac{\tilde{p}_{i,j+1}^{n+1,k} - 2\tilde{p}_{i,j}^{n+1,k} + \tilde{p}_{i,j-1}^{n+1,k}}{\Delta z^2} - \right. \\ & \left. - \left(\frac{1}{(i-1,5)\Delta r} \left((i-1)\tilde{u}_{i,j} - (i-2)\tilde{u}_{i-1,j} \right) + \frac{\tilde{w}_{i,j'} - \tilde{w}_{i,j'-1}}{\Delta z} + \Phi_S^{n+1,k} \right) / \tau \right] \end{aligned}$$

IV

$$3 \quad u_{i',j}^{c\ n+1,k} = A_{i,j}^{n+1} \left[B_{i,j}^{n+1} + \frac{\zeta_{i',j}^{n+1}}{\beta_{i',j}^{n+1,k}} \cdot \frac{\beta_{i+1,j}^{n+1,k} - \beta_{i,j}^{n+1,k}}{\Delta r} \right],$$

$$w_{i,j'}^{c\ n+1,k} = A_{i,j}^{n+1} \left[B_{i,j}^{n+1} + \frac{\zeta_{i,j'}^{n+1}}{\beta_{i,j'}^{n+1,k}} \cdot \frac{\beta_{i,j+1}^{n+1,k} - \beta_{i,j}^{n+1,k}}{\Delta z} \right],$$

1-3

$$\begin{aligned} \beta_{i,j}^{n+1,k+1} = & \tilde{\beta}_{i,j} - \tau \left[\frac{1}{(i-1,5)\Delta r} \left((i-1) \frac{\beta_{i+1,j}^{n+1,k} + \beta_{i,j}^{n+1,k}}{2} u_{i',j}^{c\ n+1,k} - (i-2) \frac{\beta_{i,j}^{n+1,k} + \beta_{i-1,j}^{n+1,k}}{2} u_{i'-1,j}^{c\ n+1,k} \right) + \right. \\ & \left. + \left(\frac{\beta_{i,j}^{n+1,k} + \beta_{i,j+1}^{n+1,k}}{2} w_{i,j'}^{c\ n+1,k} - \frac{\beta_{i,j}^{n+1,k} + \beta_{i,j-1}^{n+1,k}}{2} w_{i,j'-1}^{c\ n+1,k} \right) / \Delta z \right] \end{aligned}$$

$$1, 2 \quad u_{i',j}^{n+1} = \tilde{u}_{i,j} - \tau \left(\frac{p_{i+1,j}^{n+1} - p_{i,j}^{n+1}}{\Delta r} \right),$$

$$w_{i',j}^{n+1} = \tilde{w}_{i,j} - \tau \left(\frac{p_{i,j+1}^{n+1} - p_{i,j}^{n+1}}{\Delta z} \right).$$

Граничні умови в різницевому вигляді апроксимують рівняння (8)-(13).

Висновки. У роботі представлено нерівноважну теорію багатофазної зони кристалізації, яка враховує можливий рух кристалів та перерозподіл домішок завдяки конвективному переносу в рідинній зоні та зоні рухомих кристалів зливка, що твердне.

Розглянуто процес кристалізації зливка з врахуванням переносу домішок у дендритному каркасі. Наведено двовимірну математичну модель кристалізації зливка з врахуванням переносу домішок. Надано різницеву схему рівнянь фільтраційного руху розплаву в дендритному каркасі.

Фільтраційний рух впливає на формування хімічних неоднорідностей у зливку, які утворюються завдяки механізму сегрегації, а також фізичній неоднорідності, що є важливим з точки зору практичних задач.

ЛІТЕРАТУРА

1. Гуляев Б.Б. Теория литейных процессов / Гуляев Б.Б. – Ленинград: Машиностроение, 1976. – 216с.
2. Авдонин Н.А. Математическое описание процессов кристаллизации / Авдонин Н.А. – Рига: Знание, 1980. – 189с.
3. Борисов В.Т. Теория двухфазной зоны металлического слитка / Борисов В.Т. – М.: Металлургия, 1987. – 232с.
4. Молекулярно-радиационная теория и методы расчета тепло- и массообмена / Никитенко Н.И., Снежкин Ю.Ф., Сороковая Н.Н., Кольчик Ю.Н. – К.: Наукова думка, 2014. – 743с.
5. Ефимов В.А. Разливка и кристаллизация стали / Ефимов В.А. – М.: Металлургия, 1976. – 552с.
6. Недопекин Ф.В. Процессы переноса импульса, энергии и массы в сплошных средах / Недопекин Ф.В. – Донецк: ДонГУ, 2013. – 422с.
7. Самохвалов С.Є. Теплофізичні процеси в багатофазних середовищах: Теоретичні основи комп'ютерного моделювання / Самохвалов С.Є. – Дніпродзержинськ: ДДТУ, 1994. – 172с.

Надійшла до редколегії 15.09.2014.

УДК 669.1.785

РУДЕНКО Н.Р., к.т.н., доцент
МУСИЕНКО К.А., к.т.н., доцент
РУДЕНКО Р.Н. аспірант

Днепродзержинский государственный технический университет

АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИЙ КОЛОСНИКОВ АГЛОМЕРАЦИОННЫХ МАШИН

Введение. Одним из резервов повышения интенсивности доменной плавки и снижения расхода кокса является использование стабилизированного агломерата в узком диапазоне крупности с содержанием фракции 0÷5 мм менее 3÷5%. Для получения качественного агломерата на передовых агломерационных фабриках мира устанавливаются сверхмощные агломерационные машины с площадью спекания 400÷600 м². Для таких машин необходимо предъявлять более жесткие требования к конструктивным параметрам газораспределительной колосниковой решетки агломашин.

Главным из основных параметров ленточной агломерационной машины является площадь активного сечения колосниковой решетки. Для агломашин Украины она составляет 8÷12%. Это приводит к потере до 15% мощности тягодутьевых средств [1].

В работе [2] кафедры металлургии черных металлов Днепродзержинского государственного технического университета обоснована необходимость увеличения площади активного сечения колосниковой решетки до 25%. Однако из-за конструктивных

решений колосников, их низкой стойкости не всегда удастся использовать этот резерв для улучшения качества агломерата и увеличения производительности агломерационных машин.

Постановка задачи. Целью данной работы является анализ существующих конструкций колосников и выдача рекомендаций по повышению производительности агломашии и качества агломерата.

Особенностью агломерационного процесса является то, что в результате возникновения отдельных зон спекаемого слоя, обладающих различным газодинамическим сопротивлением, в начальном периоде процесса спекания газопроницаемость слоя резко падает и некоторое время держится на минимальном значении, после чего начинает резко возрастать. Наряду с этим, в начальном периоде процесс идет с меньшим коэффициентом избытка воздуха. Поэтому небольшая площадь активного сечения решетки может даже не оказывать сдерживающего влияния на расход воздуха в начале процесса агломерации, но лимитировать его в основной и заключительные периоды. Повышение производительности агломерационной машины с увеличением площади активного сечения объясняется уменьшением сопротивления решетки и ростом количества просасываемых газов, а также более равномерным распределением газового потока.

Для повышения площади активного сечения колосниковой решетки необходимо увеличение зазора между колосниками. Но это приведет к увеличению крупности заврата, используемого в качестве подстилочного материала. Учитывая, что многие агломерационные машины работают без постели, такое решение невозможно.

Второй путь – это снижение толщины колосников. Для этого необходима конструкция колосника, более стойкая к износу и способная к самоочищению и изготовленная из жаропрочных и абразивноустойчивых марок стали.

Результаты исследований. Агломерационное производство характеризуется весьма тяжелыми условиями работы. Узлы и агрегаты большинства машин при эксплуатации подвергаются совместному интенсивному воздействию механических нагрузок абразивных материалов, высоких температур, химически агрессивных сред. Условия работы определяют предъявляемые к ним требования.

Например, средняя по площади агломашина типа АКМ-312 ОАО „ЕВРАЗ ЗСМК”, температура газа, покидающего колосниковое поле, находится в пределах $200\div 250^{\circ}\text{C}$ (достигая максимума 450°C) [3]. Учитывая работу без постели, на машинах типа АКМ-75 температура корпусов спекательных тележек достигает $430\div 480^{\circ}\text{C}$, а температура верхних подколосниковых балок – $530\div 680^{\circ}\text{C}$.

Основной причиной обгорания и коробления колосников является образование в слое шихты вблизи колосникового поля очагов спекания с температурой до $1000\div 1200^{\circ}\text{C}$, которые возникают из-за скопления на колосниках крупных частиц топлива (коксыка) и отсутствия защитного слоя из подстилочного материала.

На рис.1 представлены фотографии колосников различных типов. Они изготавливаются как с чугуна, так и стали.

На рис.2 представлена конструкция колосника [4], боковые и нижние части которого выполнены из жаропрочного бетона. При этом внутренняя часть колосника выполнена из углеродной стали. Такая конструкция, по мнению авторов, должна сохранить геометрические размеры колосников и зазоры между ними в ходе периода эксплуатации.

Жаропрочный бетон обеспечит стойкость к выгоранию колосников в атмосфере агломерационных газов при температуре $1300\div 1500^{\circ}\text{C}$. Предложенная модель колосника из жаропрочного бетона и стальной арматуры может быть использована для стационарно установленных аглочаш периодического действия. При движении спекательных тележек колосниковая решетка выдерживает значительные температурные перепады



Рисунок 1 – Колосники конвейерных агломерационных и обжиговых машин

20÷1500°C), удары материала при загрузке, залипание щелей жидкими продуктами агломерации, разгрузку агломерата и движение колосников при переходе с рабочей ветви на холостую. Поэтому, на наш взгляд, стойкость колосниковой решетки с комплектацией таких колосников не позволит эксплуатировать агломашину продолжительное время.

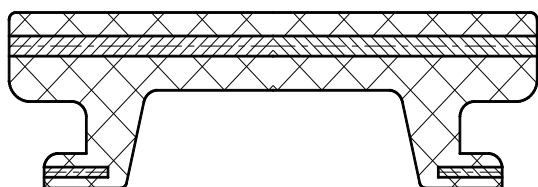


Рисунок 2 – Колосник, футерованный жаропрочным огнеупорным бетоном [4]

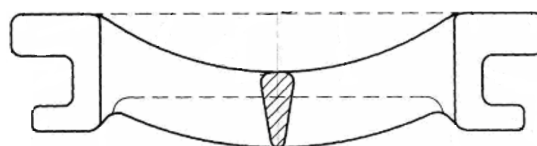


Рисунок 3 – Колосник с вогнутой рабочей частью [5]

Нетрадиционная конструкция колосника (рис.3) [5] с вогнутой рабочей частью в продольном сечении. Такая конструкция должна обеспечить, по мнению авторов, повышение производительности агломерационных или обжиговых машин за счет увеличения объема шихты или окатышей, укладываемого на колосниковую решетку, без увеличения высоты материала над колосниковыми балками, а также долговечность колосников.

Во-первых, на производительность машины влияет газопроницаемость шихты, во-вторых, увеличивается площадь контакта решетки с агломератом, который приведет к повышению износа колосников и, в-третьих, конструкция этого колосника ухудшит выгрузку агломерата и самоочистку системы колосниковой решетки, работающей без подстилочного материала, при разгрузке.

Колосник спекательной тележки агломерационной машины российских авторов

[6] также имеет некоторые недостатки. Во-первых, это плоская поверхность колосника, контактируемая с шихтой (рис.4). Острые углы колосника разрушат гранулы сырой шихты, и они будут проваливаться в зазоры, уменьшая площадь активного сечения агломашины.

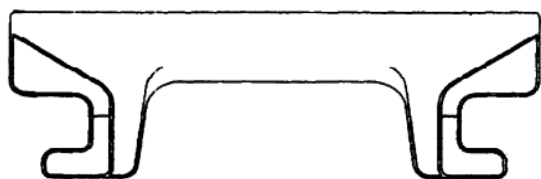


Рисунок 4 – Колосник с плоской рабочей поверхностью и закругленными скосами [6]

Авторы колосника [7] выполнили дистанционные планки, смещенные относительно друг друга. Это исключит: перекрытие зазоров между колосниками, смещенные относительно друг друга. Это исключит: перекрытие зазоров между колосниками, смещение расположения в системе колосниковой решетки и перегрев подколосниковых балок тележки (рис.5). За счет этого повышается срок эксплуатации колосников и решетки в целом.

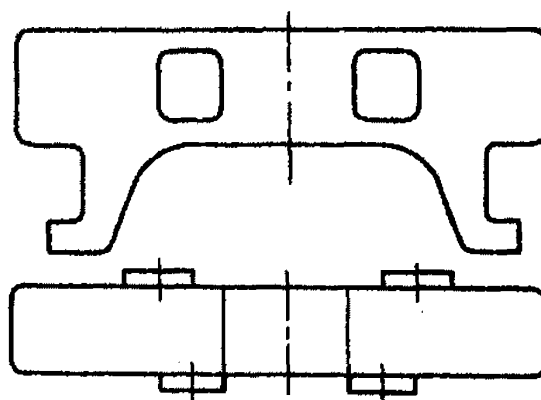


Рисунок 5 – Колосник со смещенными дистанционными планками [7]

На наш взгляд, такое расположение дистанционных планок уменьшит площадь активного сечения колосниковой решетки.

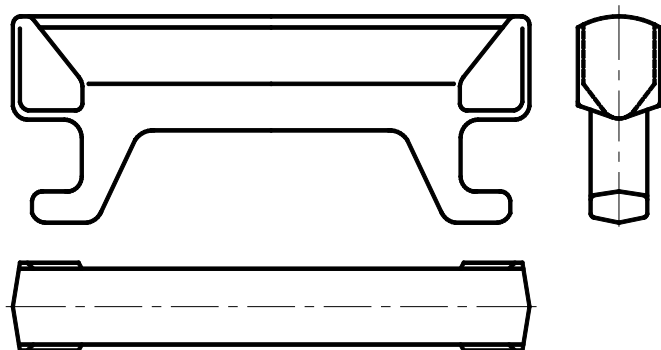


Рисунок 6 – Колосник с дугообразной рабочей поверхностью [8]

Разработчиками [8] предлагается повысить стойкость колосника (рис.6) за счет более равномерного распределения тепла от рабочей зоны колосника по всей его длине. Это будет достигаться за счет изменения конструкции среднего сечения тела, выполненного с верхней рабочей дугообразной поверхностью по форме дуги треугольника Релло, а также выполнения нижних боковых поверхностей в виде выпуклых частей относительно вертикальной оси колосника. Увеличение

высоты колосника в средней части позволит снизить температуру его поверхности, контактируемой с шихтой, и повысить прочность колосника в самой нагруженной его рабочей части.

Одна из задач колосниковой решетки [9] – обеспечение постоянства площади активного сечения колосниковой решетки за счет самоочистки и стойкости. Расположение общего выступа в виде прямоугольника на боковых поверхностях головки, замка и его упора позволит, по мнению авторов, увеличить подвижность колосников в вертикальной плоскости при переходах с рабочей на холостую ветвь агломерационной машины (рис.7). Дополнительно выполненные выступы на боковой поверхности колосника позволят при перемещении осуществить их равномерное расположение между собой и, особенно, в горизонтальной плоскости.

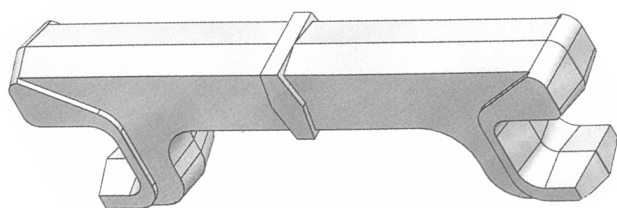


Рисунок 7 – Колосник с дополнительными выступами на боковой поверхности [9]

Удачной конструкцией колосника агломерационной машины является модель авторов [10]. Эта конструкция (рис.8) используется на многих агломерационных машинах Украины. Колосник имеет повышенную стойкость к абразивному износу. Решетка эффективно самоочищается. Это позволяет значительное

время удерживать площадь активного сечения на постоянном уровне.

Изобретателями ОАО „Днепровский меткомбинат” получено несколько патентов на полезные модели колосников [11, 12] и способ их изготовления [13].

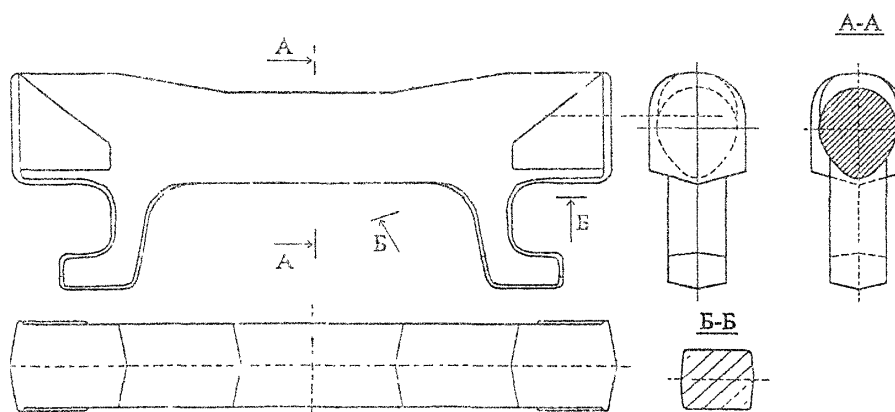


Рисунок 8 – Колосник [10]

Конструкция колосника [11] (рис.9) дает возможность повысить самоочищение и его стойкость. Разделение тела колосника на рабочую часть, замки с зевами и нижними упорами позволило изготавливать его способами прокатки верхней рабочей части, порезки и сварки с нижней частью.

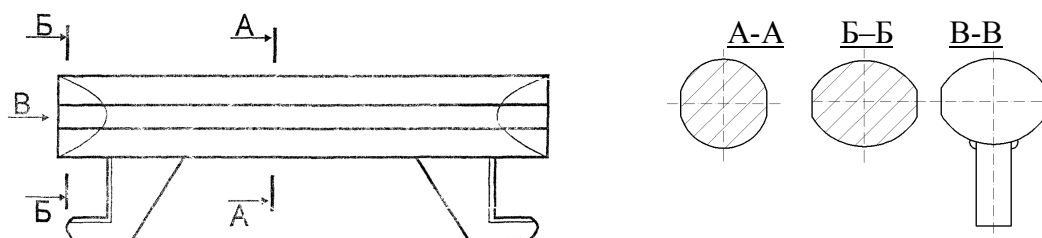


Рисунок 9 – Колосник [11], изготовленный методами прокатки верхней части и сварки с нижней частью

Разработка [12] отличается тем, что основное тело колосника изготовлено из специального горячекатаного периодического профиля, который представляет собой овал с площадками на диаметрально противоположных сторонах (рис.10).

Эксплуатация таких колосников (рис.9, 10) показала низкую прочность сварных соединений. Это приводило к изменению геометрии крепежной части или выпадению колосника из системы колосниковой решетки. Способ изготовления [13] колосников предусматривает использование специального горячекатаного профиля периодического сечения вместо литья и порезку на отдельные части. Поэтому такие конструкции колосников оправдывают себя низкой себестоимостью, возможностью изготовления и

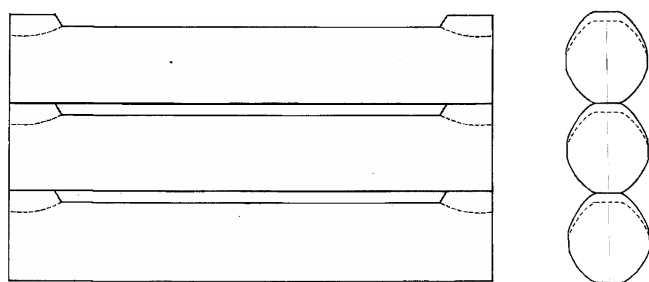
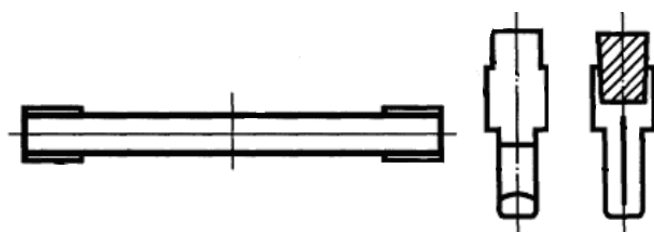
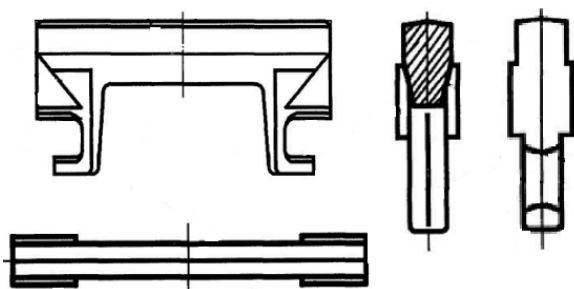


Рисунок 10 – Колосник горячекатаного периодического профиля [12]



а



б

а – [14], б – [15]

Рисунок 11 – Колосники многогранные

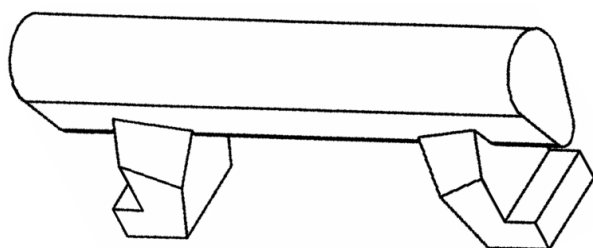


Рисунок 12 – Колосник с разнесенными по высоте частями [16]

повторного передела на собственном производстве.

Нужно отметить ряд моделей (рис.11, а) [14] и (рис.11, б) [15] Криворожского технического университета. Колосники и система колосниковой решетки решают вопросы увеличения площади живого сечения агломерационной машины и повышения долговечности.

Одним из недостатков конструкций (рис.11), на наш взгляд, является рабочая многогранная часть колосников, выполненная с острыми углами. Это приведет к частичному разрушению гранул аглошихты или окатышей и ухудшению газопроницаемости слоя. Крепежная часть с многими составляющими, имеющими острые углы, будет находиться в зоне высоких температур и подвергаться при этом повышенному износу.

Для улучшения условий спекания Днепродзержинским государственным техническим университетом совместно с коллективом ОАО „Днепропетровский меткомбинат” разработан колосник [16], выполненный с разнесенными по высоте крепежной частью и рабочим

телом. Это обеспечит уменьшение тепловых нагрузок на нижнюю крепежную часть колосника и подколосниковые балки. Увеличение длины рабочего тела колосника увеличит площадь активного сечения агломашины (рис.12). Округлая рабочая поверхность улучшит его аэродинамику, газопроницаемость шихты особенно над верхней частью рабочего тела.

Это приведет к равномерному спеканию шихты, повышению производительности агломашины и стойкости системы колосниковой решетки.

Выводы. Рассмотрены различные конструкции колосников агломерационных и обжиговых машин. Для различных условий производства агломерата предложены ва-

рианты полезных моделей колосников и системы решеток с целью повышения качества агломерата, производительности и снижения затрат материальных и энергетических ресурсов.

ЛІТЕРАТУРА

1. О возможности дальнейшего совершенствования конструкций агломерационных лент / Е.Ф.Вегман, А.Р.Жак, Е.А.Романчиков и др. // Сталь. – 1994. – № 3. – С.7-12.
2. Бондаренко В.Д. Исследование влияния активного сечения колосниковой решетки на показатели агломерационного процесса и разработка рациональной конструкции колосников / Бондаренко В.Д., Руденко Н.Р. // Теория и практика металлургии. – 2005. – № 1-2. – С.24-27.
3. Фролов Ю.А. Анализ газодинамической работы агломерационных машин / Ю.А.Фролов // Сталь. – 2005. – №6. – С.42.
4. Патент 48107 Україна, МПК F27B 21/08. Колосник спікального візка агломераційної конвеєрної машини / Л.О.Іванова, М.О.Косіцин, І.І.Шофул. – №200908815; заяв. 25.08.2009; опубл. 10.03.2010, Бюл. № 5.
5. Патент 44490 Україна, МПК F27B 21/06. Колосник рухомого візка агломераційної або обпалювальної конвеєрної машини / Ю.С.Рудь, В.Г.Кучер, А.З.Крижевський. – №200902961; заяв. 30.03.2009; опубл. 12.10.2009, Бюл. № 19.
6. Патент 2343386 Россия, МПК F27B 21/08. Колосник спекательной тележки агломерационной конвейерной машины / А.И.Гамей, В.Ю.Савинов, В.И.Коротков и др. 2007111206; заяв. 27.03.2007; опубл. 10.01.2009, Бюл. № 1.
7. Патент 26112 Україна, МПК F27B 21/08. Колосник агломераційної або обпалювальної машини / О.Г.Сагінор, О.П.Войтенко, Д.М.Габриелян та ін. – №4671231; заяв. 03.04.1989; опубл. 30.04.1999, Бюл. № 2.
8. Патент 63852 Україна, МПК F27B 21/08. Колосник агломераційного візка / В.С.Бойко, В.В.Кліманчук, П.М.Кирильченко та ін. – №2003109701; заяв. 29.10.2003; опубл. 16.05.2005, Бюл. № 5.
9. Патент 902 Україна, МПК F27B21/06. Колосникова решітка конвеєрної машини / Ю.Р.Руденко, В.В.Пихтін, М.Р.Руденко та ін. – №2000095240; заяв. 12.09.2000; опубл. 16.07.2001, Бюл. № 6.
10. Патент 896 Україна, МПК F27B21/06. Колосникова решітка конвеєрної машини / Ю.Р.Руденко, В.В.Пихтін, М.Р.Руденко та ін. – №2000095197; заяв. 08.09.2000; опубл. 16.07.2001, Бюл. № 6.
11. Патент 871 Україна, МПК F27B21/06. Колосникова решітка агломераційної машини / Ю.Р.Руденко, В.В.Пихтін, М.Р.Руденко та ін. – №2000087400; заяв. 07.08.2000; опубл. 16.07.2001, Бюл. № 6.
12. Патент 580 Україна, МПК F27B21/00. Колосникова решітка спікального візка агломераційної машини/ О.М.Ревякін, Ю.В.Гірін, А.С.Крижжановський та ін. – №99042397; заяв. 27.04.1999; опубл. 16.10.2000, Бюл. № 5.
13. Патент 40752 Україна, МПК B21H8/00. Спосіб виготовлення колосників / О.М.Ревякін, Л.О.Анісімов, С.С.Бродський та ін. – №99042396; заяв. 27.04.1999; опубл. 15.08.2001, Бюл. № 7.
14. Патент 48811 Україна, МПК F27H 11/00. Система колосникових грат рухомих візків агломераційних або обпалювальних машин / Ю.С.Рудь, В.Г.Кучер. – №200906734; заяв. 26.06.2009; опубл. 12.04.2010, Бюл. № 7.
15. Патент 53599 Україна, МПК F27B 21/00. Колосник візка агломераційної або обпалювальної конвеєрної машини / Ю.С.Рудь, В.Г.Кучер. – №201004638; заяв. 19.04.2010; опубл. 11.10.2010, Бюл. № 19.
16. Патент 76601 Україна, МПК F27B21/06. Колосник візка агломераційної конвеєрної машини / М.Р.Руденко, К.А.Мусієнко Р.М.Руденко, та ін. – №201207527; заяв. 20.06.2012; опубл. 10.01.2013, Бюл. № 1.

Поступила в редколлегию 12.05.2014.

Днепродзержинский государственный технический университет

**ТЕМПЕРАТУРНАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ И ОСОБЕННОСТИ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СТЕКОЛ НА ОСНОВЕ Zr–Cu**

Введение. Одной из наиболее важных проблем в свете практического использования металлических стекол является степень устойчивости аморфного состояния. Так как стеклообразное состояние нестабильно, любой аморфный металлический сплав при нагреве переходит в более устойчивое кристаллическое состояние. Мерой термической стабильности аморфного состояния является температура начала кристаллизации T_k , зависящая от скорости нагрева и экспериментально определяемая как минимальная температура, при которой наблюдается резкое увеличение скорости кристаллизации.

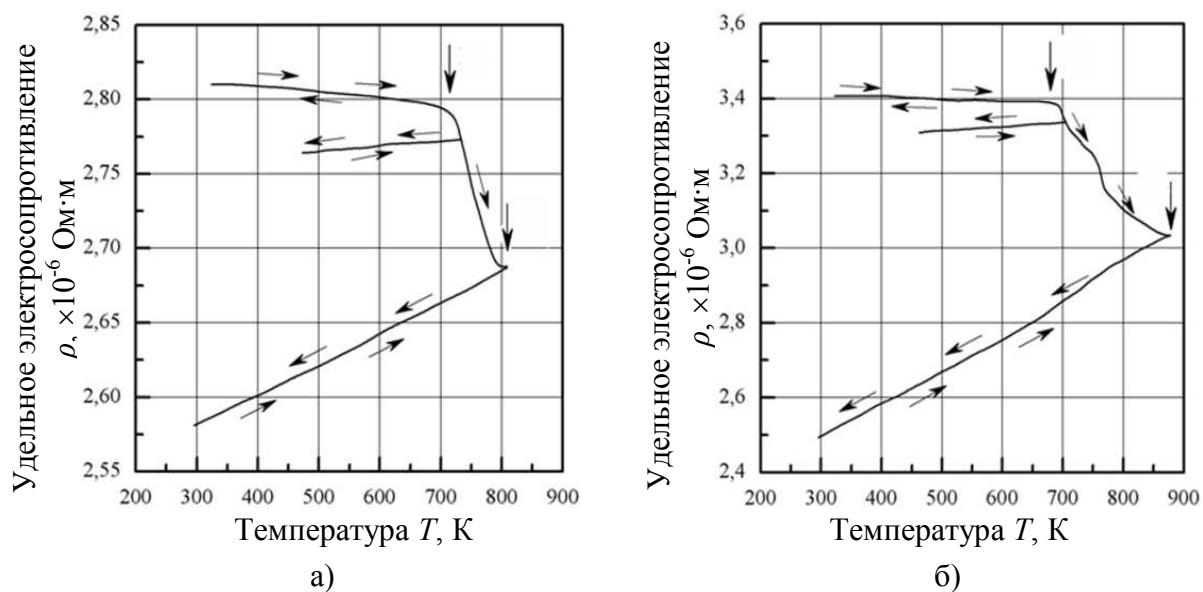
Отжиг металлических стекол при температурах ниже T_k сопровождается изменением некоторых свойств (увеличением удельного электросопротивления, коэрцитивной силы, механической хрупкости). Необычный характер изменения электрических свойств с температурой делает возможным применение металлических стекол в качестве электрических резисторов с нулевым или отрицательным значением ТКС, а также для изготовления низкотемпературных термометров сопротивления [1]. Поэтому проблема температурно-временной стабильности аморфного состояния и физико-механических свойств аморфных сплавов является одной из актуальных проблем современного материаловедения.

Постановка задачи. Изучить влияние химического состава, а также режимов быстрой закалки и последующего нагрева на термическую устойчивость структуры быстроохлажденных аморфных сплавов Zr–Cu, а также особенности их перехода в равновесное состояние.

Результаты работы. Методика эксперимента. Согласно поставленным задачам проводился резистометрический анализ быстрозакаленных фольг в процессе непрерывного нагрева и рентгенофазовый анализ образцов на разных этапах структурных превращений. Для исследования были взяты аморфные фольги сплавов Zr_xCu_{100-x} ($x = 62, 55, 50, 44, 41, 38$), полученные закалкой из жидкого состояния по методике, описанной в работе [2]. Удельное электросопротивление (УЭС) исследуемых образцов размерами $26 \times 2 \times 0,05$ мм измерялось в процессе непрерывного нагрева со скоростями $v \approx 0,08-0,33$ К/с от комнатной температуры до температуры перехода сплавов в равновесное кристаллическое состояние в рабочем объеме вакуумного поста ВУП-5М (вакуум 10^{-3} Па) четырехзондовым потенциометрическим методом, основанным на сравнении падения напряжения на образце и эталоне [3]. По результатам резистометрических исследований были получены зависимости УЭС от температуры. Рентгенофазовый анализ (РФА) образцов на разных этапах структурных превращений проводили на рентгеновском дифрактометре ДРОН-3 в монохроматическом $Cu_{K\alpha}$ -излучении ($\lambda = 0,154051$ нм). Съемку дифрактограмм вели в интервале углов отражения $2\theta = 20-100^\circ$. Фазовый состав исследуемых образцов определяли сравнением экспериментальных наборов межплоскостных расстояний и относительных интенсивностей дифракционных максимумов со справочными данными картотеки ASTM.

Анализ экспериментальных данных. На рис.1 приведены наиболее характерные политермы УЭС исследуемых сплавов ($Zr_{44}Cu_{56}$, $Zr_{55}Cu_{45}$) при их нагреве и охлаждении с постоянной скоростью $0,17\text{ K/s}$.

Для всех исследуемых сплавов на начальном этапе нагрева до температуры T_k наблюдается монотонное незначительное падение удельного электросопротивления с отрицательным температурным коэффициентом сопротивления (ТКС) $(0,1-8,7)\cdot 10^{-5}\text{ K}^{-1}$ (табл.1). При осуществлении циклов нагрева и охлаждения на этом температурном участке зависимость $\rho(T)$ имеет обратимый характер, что позволяет сделать предположение о сохранении аморфной структуры при температурах, не превышающих T_k . Это предположение подтверждается результатами рентгенофазового анализа, которые свидетельствуют о неизменности вида дифракционных картин.



T_k , T_e – температуры начала и окончания кристаллизации

а) – $Zr_{44}Cu_{56}$; б) – $Zr_{55}Cu_{45}$

Рисунок 1 – Политермы удельного электросопротивления аморфных сплавов Zr–Cu

При нагреве исследуемых сплавов выше некоторой критической температуры T_k на зависимостях $\rho(T)$ наблюдается необратимое, достаточно резкое падение УЭС, которое связано с началом процесса кристаллизации аморфной фазы. При этом ТКС увеличивается по абсолютной величине и изменяет знак с отрицательного на положительный (табл.1, рис.1), что является косвенным свидетельством качественных изменений структуры быстрозакаленных фольг.

Конфигурация ниспадающих ветвей на зависимостях $\rho(T)$ позволяет предположить, что в сплавах Zr_xCu_{100-x} разных составов структурные превращения при нагреве аморфных фаз выше точки T_k протекает либо в одну ($x=38, 41, 44, 50, 62$; рис.1, а), либо в две стадии ($x=55$, рис.1, б). На высокотемпературных участках ниспадающих ветвей темп падения УЭС существенно замедляется, и политермы проходят через точку минимума T_e , что свидетельствует о завершении превращений.

При дальнейшем повышении температуры на зависимостях $\rho(T)$ не выявляются какие-либо особые точки, они демонстрируют близкий к линейному характер и хорошо воспроизводятся в ходе повторных циклов нагрева и охлаждения (рис.1). Температур-

ный коэффициент электросопротивления образцов, испытанных на нагрев до 873К, имеет положительный знак и изменяется в пределах $(6-10) \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ для сплавов $\text{Zr}_{41}\text{Cu}_{59}$, $\text{Zr}_{50}\text{Cu}_{50}$ и $(2-8) \cdot 10^{-4} \text{ K}^{-1}$ для сплавов с содержанием циркония 38, 45, 44 и 62 ат. % (табл.1).

Анализ результатов резистометрических исследований, представленных в табл.1, показывает, что УЭС аморфных сплавов системы Zr-Cu изменяется в пределах $(2,4-3,4) \cdot 10^{-6} \text{ Ом}\cdot\text{м}$, не обнаруживая явной зависимости от содержания компонентов. Процессы кристаллизации аморфных фаз и последующих структурных превращений сопровождаются снижением удельного электросопротивления в 1,1-2,1 раза. По этим основным показателям быстрозакаленные аморфные сплавы исследуемой системы аналогичны металлическим стеклам иных классов [4].

Таблица 1 – Результаты резистометрического анализа аморфных сплавов Zr-Cu

Состав сплава	№ образца	ν_+ , К/с	l , мкм	$\rho_H \cdot 10^{-6}$, Ом·м	ρ_H/ρ_K	ΔT , К	ТКС, K^{-1}	T_K , К	T_e , К
$\text{Zr}_{62}\text{Cu}_{38}$	1	0,56	39	2,9	2,0	293–623 773–293	$-4,2 \cdot 10^{-5}$ $6,1 \cdot 10^{-4}$	716	867
	2	0,37	62	2,4	2,1	293–623 823–293	$-5,0 \cdot 10^{-6}$ $8,3 \cdot 10^{-4}$	645	789
$\text{Zr}_{55}\text{Cu}_{45}$	1	0,08	40	1,7	1,4	323–683 853–323	$-1,1 \cdot 10^{-6}$ $2,8 \cdot 10^{-4}$	$T_{K1}=683$ $T_{K2}=723$	853
	2	0,17	55	3,4	1,4	323–703 913–313	$-1,8 \cdot 10^{-4}$ $6,0 \cdot 10^{-4}$	$T_{K1}=703$ $T_{K2}=743$	873
	3	0,17	63	2,4	1,7	323–703 773–323	$-6,1 \cdot 10^{-5}$ $1,1 \cdot 10^{-3}$	$T_{K1}=703$ $T_{K2}=773$	843
	4	0,33	50	2,65	1,9	323–773 873–323	$-1,4 \cdot 10^{-4}$ $1,2 \cdot 10^{-3}$	$T_{K1}=703$ $T_{K2}=733$	873
	5	0,33	50	3,3	2,0	323–693 873–264	0 $7,6 \cdot 10^{-4}$	$T_{K1}=723$ $T_{K2}=753$	902
$\text{Zr}_{50}\text{Cu}_{50}$	1	0,17	40	2,7	1,2	50-400 480-50	$-5,2 \cdot 10^{-5}$ $1,2 \cdot 10^{-4}$	693	873
	2	0,17	34	6,5	1,1	50-400 500-50	$-4,4 \cdot 10^{-6}$ $9,1 \cdot 10^{-5}$	693	793
$\text{Zr}_{44}\text{Cu}_{56}$	1	0,17	93	2,8	1,1	323-723 773-323	$-1,7 \cdot 10^{-4}$ $1,2 \cdot 10^{-4}$	723	793
	2	0,17	88	2,7	1,1	323-723 823-323	0 $1,1 \cdot 10^{-4}$	723	873
$\text{Zr}_{41}\text{Cu}_{59}$	1	0,17	30	1,8	1,1	323-773 803-323	$-8,7 \cdot 10^{-5}$ $6,4 \cdot 10^{-5}$	753	873
	2	0,17	48	2,6	1,1	323-773 823-323	$-5,2 \cdot 10^{-5}$ $6,8 \cdot 10^{-5}$	773	873
$\text{Zr}_{38}\text{Cu}_{62}$	1	0,17	55	3,2	1,2	323-753 823-323	$-8,3 \cdot 10^{-5}$ $2,0 \cdot 10^{-4}$	773	846
	2	0,40	60	3,1	1,2	323-753 723-293	0 $3,2 \cdot 10^{-4}$	794	894

Характерно также, что, согласно данным работы [5], аморфные сплавы с исходным уровнем УЭС более $1,5 \cdot 10^{-6} \text{ Ом}\cdot\text{м}$ имеют отрицательный ТКС. Из сказанного следует, что электрические свойства аморфных сплавов $\text{Zr}_x\text{Cu}_{100-x}$ являются типичными

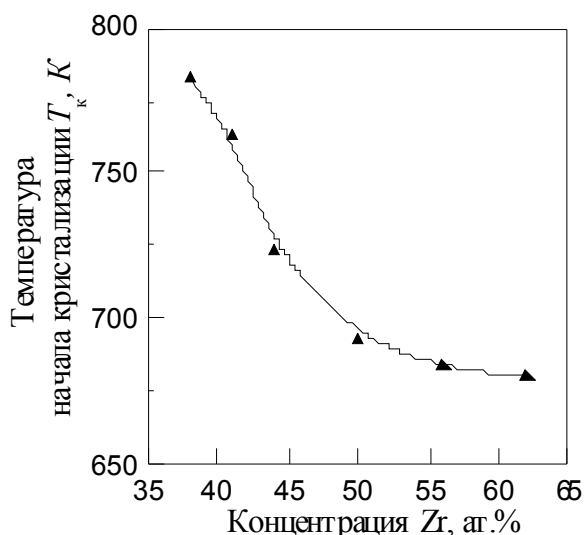


Рисунок 2 – Концентрационная зависимость температуры начала кристаллизации аморфных сплавов системы Zr–Cu при скорости нагрева 0,17 К/с

для большинства металлических материалов, фиксируемых в некристаллическом состоянии закалкой из расплава. Обработка табличных данных свидетельствует о том, что с ростом содержания Zr от 38 до 62 ат.% температура начала кристаллизации T_k аморфной фазы нелинейно уменьшается от 783 до 663 К. Как видно из рис.2, наиболее высокие значения T_k находятся в концентрационном интервале, который характеризуется наличием низкотемпературной эвтектики и сложных интерметаллических соединений и соответствует составам с максимальной склонностью к аморфизации. Уменьшение T_k с ростом содержания Zr от 50 до 62 ат.% можно объяснить изменениями в композиционном ближнем порядке металлических стекол, которые обусловлены усилением взаимодействия разноразмерных атомов и проявлением тенденции к образованию химического соединения.

Для выяснения природы структурных превращений, происходящих в условиях непрерывного нагрева быстрозакаленных аморфных сплавов Zr–Cu, был проведен рентгенофазовый анализ образцов, нагретых до разных температур. Обработкой дифракционных спектров отожженных образцов установлено, что в сплавах с концентрацией меди 38, 56, 59 и 62 ат.% переход аморфных фаз в кристаллическое состояние происходит в одну стадию путем образования в аморфной матрице смеси равновесных фаз. Исключение из этого правила составляет сплав $Zr_{55}Cu_{45}$, на ранней стадии превращения которого при температуре $T_{k1}=(693–723)K$ образуется фаза Zr_7Cu_{10} , а на втором этапе при $T_{k2}=(723–773)K$ на дифрактограммах появляются пики, относящиеся к соединениям ω -ZrCu и Zr_2Cu . Результаты рентгенофазового анализа приведены в табл.2.

Для выяснения природы структурных превращений, происходящих в условиях непрерывного нагрева быстрозакаленных аморфных сплавов Zr–Cu, был проведен рентгенофазовый анализ образцов, нагретых до разных температур. Обработкой дифракционных спектров отожженных образцов установлено, что в сплавах с концентрацией меди 38, 56, 59 и 62 ат.% переход аморфных фаз в кристаллическое состояние происходит в одну стадию путем образования в аморфной матрице смеси равновесных фаз. Исключение из этого правила составляет сплав $Zr_{55}Cu_{45}$, на ранней стадии превращения которого при температуре $T_{k1}=(693–723)K$ образуется фаза Zr_7Cu_{10} , а на втором этапе при $T_{k2}=(723–773)K$ на дифрактограммах появляются пики, относящиеся к соединениям ω -ZrCu и Zr_2Cu . Результаты рентгенофазового анализа приведены в табл.2.

Таблица 2 – Результаты рентгенофазового анализа

Сплав	Стадии кристаллизации
$Zr_{62}Cu_{38}$	$A\Phi \xrightarrow{663K} A\Phi + Zr_2Cu + Zr_7Cu_{10} \xrightarrow{793K} Zr_2Cu + Zr_7Cu_{10}$
$Zr_{55}Cu_{45}$	$A\Phi \xrightarrow{693K} A\Phi + Zr_7Cu_{10} \xrightarrow{723K} Zr_7Cu_{10} + \omega-CuZr + Zr_2Cu$
$Zr_{50}Cu_{50}$	$A\Phi \xrightarrow{693K} A\Phi + Zr_7Cu_{10} + Zr_2Cu \xrightarrow{823K} Zr_7Cu_{10} + Zr_2Cu$
$Zr_{44}Cu_{56}$	$A\Phi \xrightarrow{723K} A\Phi + Zr_7Cu_{10} + Zr_2Cu \xrightarrow{873K} Zr_7Cu_{10} + Zr_2Cu$
$Zr_{41}Cu_{59}$	$A\Phi \xrightarrow{763K} A\Phi + Zr_7Cu_{10} \xrightarrow{873K} Zr_7Cu_{10}$
$Zr_{38}Cu_{62}$	$A\Phi \xrightarrow{783K} A\Phi + Zr_7Cu_{10} + Zr_{14}Cu_{51} \xrightarrow{883K} Zr_7Cu_{10} + Zr_{14}Cu_{51}$

Выводы. Методами резистометрического и рентгенофазового анализов определены температурные интервалы устойчивости аморфной структуры, закономерности фазовых превращений, происходящие в условиях непрерывного нагрева аморфных

сплавов Zr_xCu_{100-x} ($x=38-62$). Показано, что переход аморфных сплавов в равновесное состояние может протекать в один или два этапа путем последовательного образования равновесных фаз. С ростом концентрации Zr температура начала кристаллизации T_k , а значит, и термическая устойчивость аморфного состояния уменьшаются. Результаты работы могут найти применение в области производства термически стойких аморфных циркониевых сплавов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ковнеристый Ю.К. Физико-химические основы создания аморфных металлических сплавов / Ю.К.Ковнеристый, Э.К.Осипов, Е.А.Трофимова. – М.: Наука, 1983. – 145с.
2. Лысенко А.Б. Влияние химического состава и скорости охлаждения на структуру сплавов Cu-Zr / А.Б.Лысенко, С.В.Губарев, Т.В.Калинина // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету (технічні науки). – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2013. – Випуск 3(23). – С.30-36.
3. Павлов Л.П. Методы измерения параметров полупроводниковых материалов / Л.П.Павлов. – М.: Высшая школа, 1987. – 239с.
4. Золотухин И.В. Физические свойства аморфных металлических материалов / И.В.Золотухин. – М.: Металлургия, 1986. – 176с.
5. Скаков Ю.А. Затверждение в условиях сверхбыстрого охлаждения и фазовые превращения при нагреве металлических стекол / Ю.А.Скаков, В.С.Крапошин // Итоги науки и техники. Металловедение и термическая обработка металлов. – 1980. – № 13. – С.3-78.

Поступила в редколлегию 16.09.2014.