

УДК 669.18

Гресс О. В., Стороженко С. А.

### КОМПЛЕКСНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРОДИНАМИКИ МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ВАННЫ В ЛИТЕЙНЫХ КОВШАХ

Специфика литейных ковшей, связанная с их малой вместимостью, вызывает необходимость увеличения интенсивности конвективных потоков посредством продувки металла нейтральным газом через специальные фурмы, установленные в днище. Для определения количественных характеристик места расположения продувочных устройств в объеме агрегата и расходов технологических газов целесообразно использовать различные виды моделирования. В частности, наиболее простыми и доступными являются физическое и математическое моделирование [1–3].

Задачей настоящих исследований является комплексное исследование особенностей и получение сравнительных количественных характеристик движения гидродинамических потоков расплава при продувке газом металла в литейных ковшах. При исследовании гидродинамики стали в процессе ее продувки аргоном в литейных ковшах использовали физическое и математическое моделирование.

Для физического моделирования гидродинамики металла в литейных ковшах в условиях кафедры литейного производства ДГТУ создана прозрачная экспериментальная установка в масштабе 0,6 реального ковша, в днище которого был предусмотрен продувочный узел. Его расположение можно менять в зависимости от задач эксперимента. Для продувки жидкости применяли сжатый воздух. В процессе холодного моделирования исследовали гидродинамику металлической ванны при подаче в реальный агрегат газа с интенсивностью 1,2–3,2 л/(мин·т). Масштаб модели определяли с использованием чисел Вебера и Лапласа. Масштаб времени – из условия постоянства критерия гомохронности. Для пересчета количественных характеристик скоростей перемещения моделирующей гетерофазной среды на реальную систему применяли число Архимеда. Фото и схема установки представлены на рис. 1.

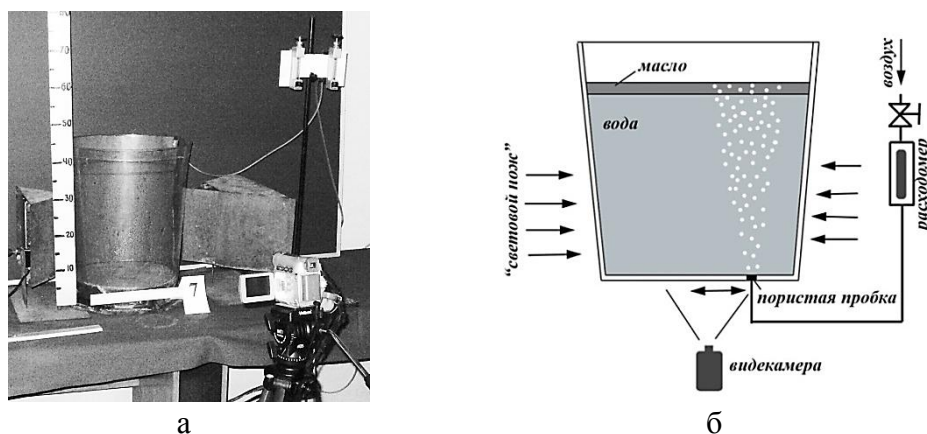


Рис. 1. Установка для моделирования гидродинамики металла в литейных ковшах: а – фото установки; б – схема установки

Физическое моделирование осуществляли в два этапа. На первом этапе использовали метод «треков», позволяющий получить макрокартину гидродинамики ванны. На втором этапе применяли метод электродиффузионной диагностики потоков жидкости. Такой подход целесообразен в связи с невысокой точностью метода «треков», результаты исследований по которому в нашем случае использовали в качестве своего рода реперных при проведении экспериментов на втором этапе.

При определении скоростей потоков жидкости методом «треков» (полистироловые шарики диаметром 1–1,5 мм нулевой плавучести) по вертикальному сечению модели ковша с помощью двух осветителей создавали «световой нож», высвечивающий осевой профиль ковша. Полученную картину фиксировали с помощью цифровой фото- и видеотехники с последующей обработкой на компьютере.

В результате проведения экспериментов первого этапа найдено, что в объеме ковша при его продувке находится несколько достаточно стабильных замкнутых гидродинамических потоков (рис. 2), интенсивность и число которых определяются, соответственно, расходом газа и расположением продувочного узла. На основании анализа результатов серии экспериментов подтверждено, что, с точки зрения минимализации времени гомогенизации ванны металла, наиболее рациональным местом расположения продувочного узла, независимо от интенсивности продувки, является его нахождение на участке, соответствующем 0,4–0,6 радиуса ковша от его оси. Поэтому дальнейшие исследования проводились при расположении донной фурмы на расстоянии 0,5 радиуса ковша.

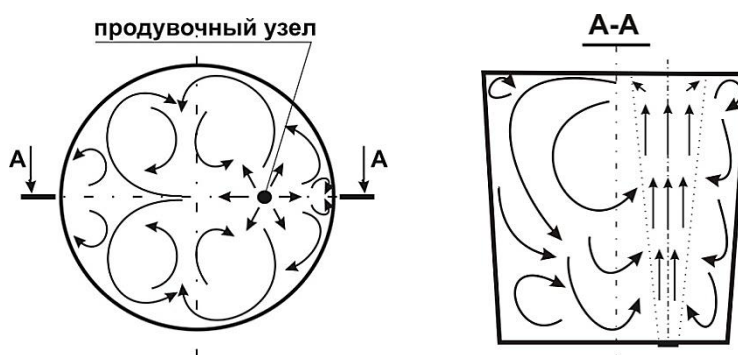


Рис. 2. Макрокартина гидродинамики жидкости в ковше

Установлено, что поведение газожидкостной струи в объеме жидкости носит нестабильный характер, что выражается в изменении ее формы и угла отклонения от вертикальной оси (0–10°). По мере роста расхода продувочного газа угол раскрытия струи увеличивается и она смещается к оси ковша. Это вызвано влиянием замкнутых вихревых потоков, расположенных между ближайшей стенкой ковша и струей, интенсивность которых возрастает с увеличением расхода газа.

Анализ полученных данных экспериментов первого этапа показал, что скорости потоков металла в объеме исследуемого литейного ковша находятся в диапазоне 0,023–0,097 м/с (интенсивность продувки 1,2 л/(мин·т)), 0,030–0,121 м/с (2,2 л/(мин·т)), 0,055–0,189 м/с (3,2 л/(мин·т)). Полученные в ходе исследований результаты использовались в качестве сравнительных при установлении работоспособности метода электродиффузионной диагностики потоков.

Согласно [3], метод электродиффузионной диагностики основан на зависимости величины электрического тока, протекающего между помещенными в поток жидкости электродами, от скорости обтекания рабочего электрода электролитом следующего состава:  $K_3Fe(CN)_6$  ( $2,50 \cdot 10^{-2}$  кмоль/м<sup>3</sup>),  $K_4Fe(CN)_6 \cdot 3H_2O$  ( $2,50 \cdot 10^{-2}$  кмоль/м<sup>3</sup>),  $K_2SO_4$  ( $2,30 \cdot 10^{-1}$  кмоль/м<sup>3</sup>). В качестве растворителя использовали дистиллированную воду. Схема установки для моделирования представлена на рис. 3.

В нашем случае для определения скорости  $w'$  (м/с) потока электролита, натекающего на приемный датчик, использовалась зависимость

$$w' = 4,49 \cdot 10^{-2} \cdot I^{2,25}, \quad (1)$$

где  $I$  – величина тока, протекающего между электродами, мА.

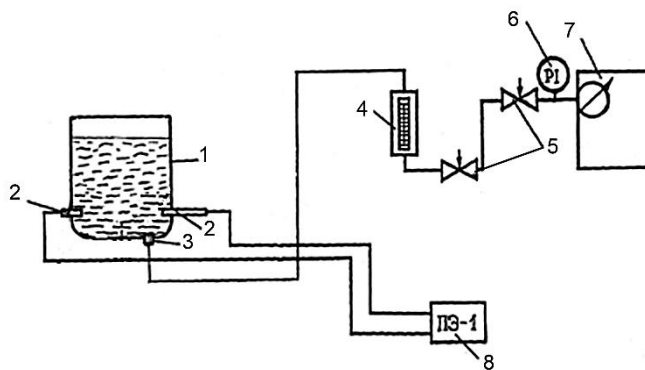


Рис. 3. Схема установки электродиффузионной диагностики:

1 – модель литейного ковша; 2 – датчики; 3 – донный продувочный узел; 4 – ротаметр; 5 – вентили; 6 – манометр; 7 – компрессор; 8 – преобразователь электрохимический ПЭ-1

В качестве примера на рис. 4 приведена графическая зависимость скорости потоков жидкого металла в 1-тонном литейном ковше от местоположения контрольных точек в ковше ( $R$  – расстояние от оси ковша (со знаком «+» – в левую сторону, со знаком «-» – в правую, см. рис. 2), м;  $Z$  – расстояние от днища ковша, м) при интенсивности расхода аргона через донную пористую фурму 3,2 л/(т·мин).

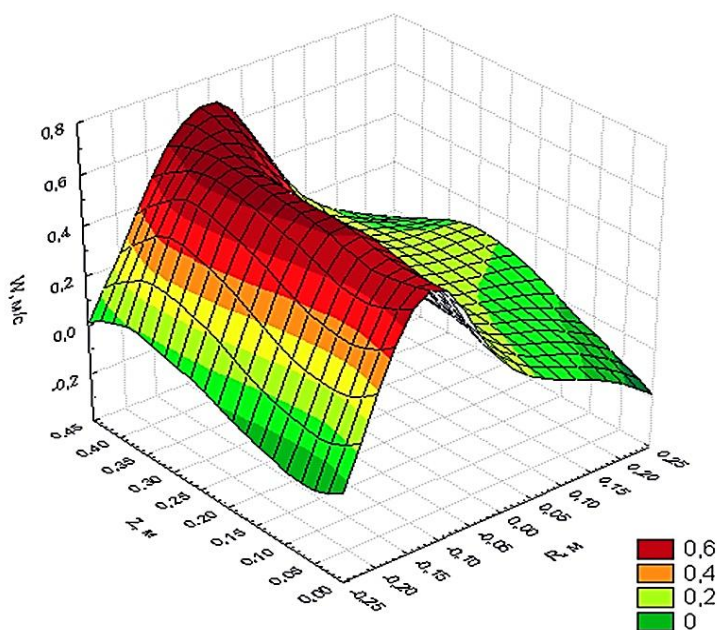


Рис. 4. Распределение скорости потоков металла в 1-тонном литейном ковше

На основании статистического анализа (доверительная вероятность принята равной 95 %), результатов обработки фото- и видеоматериалов найдены регрессионные зависимости скорости ( $W$ , м/с) потоков жидкого металла в плоскости, проходящей через оси ковша и фурмы, от интенсивности продувки ( $i$ , л/(т·мин)),  $Z$  и  $R$ . Параметры уравнения расположены в порядке убывания  $t$ -критерия,  $R^2$  – коэффициент детерминации,  $\Delta$  – ошибка определения.

$$W = 4,59 - 4,42 \cdot e^R + 114,57 \cdot R^3 + 0,0052 \cdot e^i + 0,347 \cdot Z, R^2 = 0,67, \Delta = 0,18. \quad (2)$$

Определено, что разница между результатами определения скоростей потоков жидкости методом «треков» и данными, полученными в ходе исследований с помощью метода электродиффузионной анемометрии, не превышает 10 %. В дальнейших исследованиях метод

«треков» использовали предпочтительно для получения качественных характеристик жидкостных потоков. Полученные данные были использованы для доказательства адекватности разработанной нами численной модели гидродинамики жидкости в литейных ковшах.

Из-за неосесимметричного расположения фурмы в ковше и трехмерной конфигурации граничных условий в нашем случае невозможно использование обычно применяемого осесимметричного приближения и необходимо решать задачу в трехмерной постановке. Поскольку среда газ-расплав, вследствие сжимаемости газовой фазы и наличия относительного движения фаз, является эффективно сжимаемой, необходимо учитывать несоленоидальный характер движения среды, что исключает использование переменных вихрь-функция тока для описания её динамики.

Математическая модель, используемая в данной работе, основана на математической модели [5], а также её упрощённом варианте, представленном в работе [6]. Применение такого упрощенного варианта дает возможность использовать трехэтапную схему расщепления при расчете гидродинамических параметров, которая позволяет значительно сократить время расчета по сравнению с двухэтапной схемой, используемой в [5], что особенно важно для рассматриваемой задачи в трехмерной постановке.

При математическом моделировании предполагалось, что ковш имеет цилиндрическую форму и задача зеркально симметрична относительно плоскости, проходящей через ось симметрии ковша и донную фурму. Это дает возможность в качестве расчетной области использовать половину ковша.

В данной работе используется «вакуумное приближение», то есть принято, что отношение истинных плотностей газа ( $\rho'$ ) и расплава ( $\rho_0$ ) равно нулю. В этом случае динамика среды газ-расплав описывается системой уравнений [4]:

$$\partial \vec{V} / \partial t = R(\vec{V}, \alpha) - \vec{\nabla} \tilde{p}; \quad (3)$$

$$\vec{\nabla} \vec{V} = \Psi; \quad (4)$$

$$\partial \alpha / \partial t = -\vec{\nabla}(\alpha(\vec{V} + \vec{W})) + \Psi, \quad (5)$$

где  $\vec{V}$  – барицентрическая скорость среды газ-расплав;  $t$  – время;  $\Psi$  и  $\vec{W}$  – объемный источник и диффузионная скорость газовой фазы;  $\tilde{p}$  – динамическая составляющая давления, деленная на плотность расплава;  $R(\vec{V}, \alpha) = -(\vec{V}\vec{\nabla})\vec{V} + \nu_e \Delta \vec{V} - \alpha \vec{g}$  (выражение получено с учетом пренебрежения объемной вязкостью среды;  $\nu_e$  – коэффициент эффективной вязкости;  $\vec{g}$  – ускорение свободного падения).

В соответствии с методом расщепления по физическим факторам [6] на каждом временном шаге  $\tau$  система уравнений (3) – (5) решается в три этапа:

I этап: 
$$\tilde{\vec{V}} = \vec{V}^n + \tau R(\vec{V}^n, \alpha^n); \quad (6)$$

$$\alpha^{n+1} = \alpha^n + \tau \left[ -\vec{\nabla}(\alpha^n \vec{V}^n) + \Psi \right]; \quad (7)$$

II этап: 
$$\Delta \tilde{\vec{p}}^{n+1} = \left[ \vec{\nabla} \tilde{\vec{V}} - \Psi \right] / \tau; \quad (8)$$

III этап: 
$$\vec{V}^{n+1} = \tilde{\vec{V}} - \tau \vec{\nabla} \tilde{\vec{p}}^{n+1}. \quad (9)$$

Здесь  $n$  – номер временного слоя.

На первом этапе выполнены явные вычисления без учета динамического давления, на втором этапе решается уравнение Пуассона (8), на третьем – подправляются промежуточные скорости с учетом динамического давления до реальных значений, для которых на  $n+1$ -м временном шаге выполняется уравнение (4).

Компоненты скорости среды в цилиндрических координатах определены соотношением:  $\vec{V} = u\vec{e}_\rho + v\vec{e}_\varphi + w\vec{e}_z$ . Схема (6) – (9) в компонентах имеет вид:

I этап:

$$\tilde{u} = u + \tau \left\{ -u\partial_\rho u - \frac{v}{\rho}\partial_\varphi u - w\partial_z u + \frac{v^2}{\rho} + \partial_\rho \left[ \frac{v_e}{\rho}\partial_\rho(\rho u) \right] + \frac{1}{\rho^2}\partial_\varphi(v_e\partial_\varphi u) + \partial_z(v_e\partial_z u) - 2\frac{v_e}{\rho^2}\partial_\varphi v \right\}; \quad (10)$$

$$\tilde{v} = v + \tau \left\{ -u\partial_\rho v - \frac{v}{\rho}\partial_\varphi v - w\partial_z v - \frac{uv}{\rho} + \partial_\rho \left[ \frac{v_e}{\rho}\partial_\rho(\rho v) \right] + \frac{1}{\rho^2}\partial_\varphi(v_e\partial_\varphi v) + \partial_z(v_e\partial_z v) + 2\frac{v_e}{\rho^2}\partial_\varphi u \right\}; \quad (11)$$

$$\tilde{w} = w + \tau \left\{ -u\partial_\rho w - \frac{v}{\rho}\partial_\varphi w - w\partial_z w + \frac{1}{\rho}\partial_\rho(v_e\rho\partial_\rho w) + \frac{1}{\rho^2}\partial_\varphi(v_e\partial_\varphi w) + \partial_z(v_e\partial_z w) + \alpha g \right\}; \quad (12)$$

$$\alpha = \alpha + \tau \left\{ \frac{1}{\rho}\partial_\rho(\rho\alpha u) - \frac{1}{\rho}\partial_\varphi(\alpha v) - \partial_z(\alpha w + W) + \Psi \right\} \quad (13)$$

II этап:

$$\tilde{D} = \frac{1}{\rho}\partial_\rho(\rho\tilde{u}) + \frac{1}{\rho}\partial_\varphi\tilde{v} + \partial_z\tilde{w}; \quad (14)$$

$$\frac{1}{\rho}\partial_\rho(\rho\partial_\rho\tilde{p}) + \frac{1}{\rho^2}\partial_\varphi^2\tilde{p} + \partial_z^2\tilde{p} = (\tilde{D} - \Psi)/\tau. \quad (15)$$

III этап:

$$u = \tilde{u} - \tau\partial_\rho\tilde{p}; \quad (16)$$

$$v = \tilde{v} - \tau\frac{1}{\rho}\partial_\varphi\tilde{p}; \quad (17)$$

$$w = \tilde{w} - \tau\partial_z\tilde{p}. \quad (18)$$

Здесь, во избежание громоздкости, опущены индексы, указывающие на принадлежность величин временным слоям, и использованы сокращенные обозначения для производных  $\partial_\rho = \frac{\partial}{\partial\rho}$ ,  $\partial_\varphi = \frac{\partial}{\partial\varphi}$ ,  $\partial_z = \frac{\partial}{\partial z}$ .

В данной модели используется двухпараметрическая алгебраическая модель турбулентности, в соответствии с которой эффективный коэффициент кинематической вязкости принимается равным  $\nu_e = \nu + \nu_t + \frac{\Delta}{\text{Re}_\Delta}\nu_\Delta$ . Здесь  $\nu$  и  $\nu_e$  – молекулярная и изотропная турбулентная составляющая эффективного коэффициента кинематической вязкости. Кроме того, в него входит параметр  $\text{Re}_\Delta$  – сеточное число Рейнольдса,  $\Delta$  – характерный размер расчетной сетки,  $\nu_\Delta$  – средняя скорость расплава в рассматриваемой ячейке. Таким образом, при отсутствии изотропной составляющей, в тех областях, где  $\nu_\Delta \rightarrow 0$ , эффективная вязкость практически совпадает с молекулярной  $\nu_e \rightarrow \nu$ . В тех областях, где  $\nu_\Delta$  велико, турбулентная вязкость может во много раз превышать молекулярную. При  $\Delta \rightarrow 0$  (бесконечное измельчение сетки) также имеем  $\nu_e \rightarrow \nu$ .

На внутренних поверхностях ковша, оси симметрии выбраны условия непротекания и свободного скольжения. На свободной поверхности ковша выбраны условия свободного протекания. Учет подачи газа через фурму осуществляется путем введения в месте ее расположения источников газовой фазы объемной плотностью  $\Psi = \frac{q}{V_0} \frac{T_{met}}{273}$  (здесь  $q$  – расход газа;  $V_0$  – объем зоны формирования барботажного режима в прифурменной области,  $T_{met}$  – температура металла, К). Правые части уравнений (10) – (18) реализованы в разностном виде на равномерной сетке.

Численное моделирование проводилось при трёх интенсивностях продувки: вариант 1 – 1,2 л/(мин·т), вариант 2 – 2,2 л/(мин·т) и вариант 3 – 3,2 л/(мин·т). Некоторые результаты расчетов представлены на рис. 5.

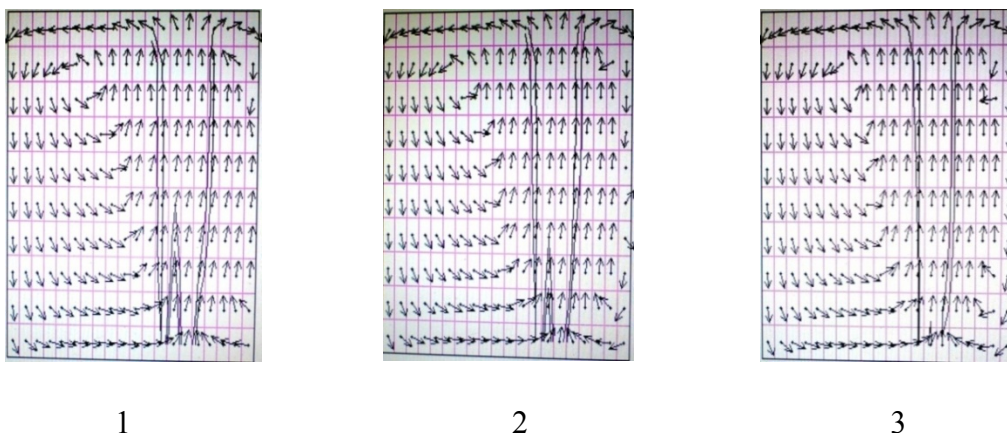


Рис. 5. Расчетные значения направлений проекций скоростей на площадь симметрии в модели при интенсивностях продувки:

1 – 1,2 л/(мин·т); 2 – 2,2 л/(мин·т); 3 – 3,2 л/(мин·т)

При сравнении результатов физического и численного моделирования определено, что отличие, главным образом, состоит в наблюдаемом в случае физического моделирования расширении восходящего газо-жидкостного потока с ростом расхода газа. Причина – не учет в математической модели изменения давления окружающей среды по мере подъема пузырьков газа. В целом, можно утверждать, что численное моделирование адекватно отражает гидродинамику металлической ванны в условиях 1-тонного ковша (расхождение результатов не превышало 8%). Это дает основание к использованию данной математической модели для численного моделирования гидродинамических процессов в любых литейных ковшах.

## ВЫВОДЫ

В результате физического и численного моделирования получены сравнительные качественные и количественные характеристики движения гидродинамических потоков расплава при продувке газом металла в литейных ковшах. На основании анализа результатов моделирования доказана адекватность математической модели массообмена металла в литейных ковшах, в том числе с использованием активаторов перемешивания жидкости.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Огурцов А. П. *Непрерывное литье стали* / А. П. Огурцов, А. В. Гресс. – Днепропетровск : Системные технологии, 2002. – 675 с.
2. Смирнов А. Н. *Некоторые вопросы оценки интенсивности перемешивания при продувке металла в ковше инертным газом. Сообщение 2* / А. Н. Смирнов, Е. В. Оиовская, И. Н. Салмаи и др. // *Процессы литья*. – 2008. – №5. – С. 30–35.
3. Покрывайло Н. А. *Электродиффузионная диагностика течений в суспензиях и полимерных растворах* / Н. А. Покрывайло, О. Вайн, Н. Д. Ковалевская [под. ред. Р. И. Солоухина]. – Мн. : Наука и техника. 1988. – 230 с.
4. Самохвалов С. Е. *Теплофізичні процеси в багатофазних середовищах: теоретичні основи комп'ютерного моделювання* / С. Е. Самохвалов. – Дніпродзержинськ : ДДТУ, 1994. – 174 с.
5. *Математическая модель гидродинамики расплава в заполняемом сталеразливочном ковше с учетом донной продувки металла аргоном* / В. А. Вихлевицук, Ю. Н. Омесь, С. Е. Самохвалов и др. // *Математичне моделювання*. – 1998. – № 3. – С. 75–79.
6. *Математическая модель гидродинамики расплава в двухкамерном ковше* / А. Г. Чернятевич, Е. Н. Сигарев, С. Е. Самохвалов и др. // *Математичне моделювання*. – 2000. – № 2(5). – С. 102–106.

Статья поступила в редакцию 25.10.2011 г.