

тельное (по меньшей мере, в 2–3 раза) увеличение интенсивности перемешивания жидкой ванны в сравнении с нерезонансными режимами воздействия. Резонансный эффект, как правило, сохраняется при отклонении частоты пульсаций от собственной частоты колебаний в системе «погружаемая труба — ковш» не более, чем на 10–15%. При этом рациональный режим вытеснения металла из погружаемой трубы обеспечивает проникновение порций металла до днища ковша, что создает благоприятные условия для гомогенизации всего объема металла и усвоения вводимых в расплав ферросплавов и модификаторов. Установлено, что для организации процесса пульсационного воздействия важным функциональным конструктивным элементом в агрегате является ресивер, позволяющий обеспечивать оптимальную подачу газа во внутреннюю полость погружаемой трубы.

В результате выполненных теоретических, лабораторных и промышленных экспериментов установлены рациональные режимы пульсационного воздействия и предложены рекомендации по выбору конструкции распределительного клапана и оптимальных размеров ресивера для подачи рабочего газа в агрегатах по пульсационному перемешиванию. Необходимость и целесообразность оптимизации конструкции распределительного клапана и режимов подачи и отвода рабочего газа подтверждена в промышленных условиях.

Список литературы

1. Кудрин В.А., Парма В. Технология получения качественной стали. — М.: Металлургия, 1984. — 320 с.
2. Поволоцкий Д.Я., Кудрин В.А., Вишкарев А.Ф. Внепечная обработка стали. — М.: МИСИС, 1995. — 256 с.
3. Szekely J., Carlson G., Helle L. Ladle Metallurgy. — New York: Springer-Verlag, 1989. — 166 p.
4. Ефименко С.П., Пилюшенко В.Л., Смирнов А.Н. Пульсационное перемешивание металлургических расплавов. — М.: Металлургия, 1989. — 168 с.
5. Разработка процесса с пульсирующим перемешиванием для рафинирования жидкой стали в ковше / Т.Фудзии, Ю.Огучи, Н.Сумида и др. // Чистая сталь. Сб. научн. тр. — М.: Металлургия, 1987. — С. 191–205.
6. Ефимов В.А. Влияние внешних воздействий на жидкий и кристаллизующийся металл // Сталь, 1988. — № 4. — С. 21–27.
7. Немчин А.Ф. Новые технологические эффекты тепломассопереноса при использовании кавитации // Промышленная теплотехника, 1997. — Т.19. — № 6. — С. 39–47.
8. Смирнов А.Н., Редько А.Л., Смирнов Е.Н. О влиянии скважности импульса изменения давления на эффективность пульсационного перемешивания металла в ковше // Известия вузов. Черная металлургия, 1988. — № 2. — С. 24–28.
9. Особенности гидродинамических процессов в установке для пульсационной обработки металла в сталеразливочном ковше / Ю.И.Шиш, Л.В.Рубин, Л.Г.Волков и др. // Известия вузов. Черная металлургия, 1988. — № 4. — С. 13–16.

© Смирнов А.Н., 1999.

ГИДРОДИНАМИКА МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ГАЗЛИФТНЫХ РЕАКТОРОВ

ЛИФЕНКО Н.Т. (ДонГТУ)

Рассмотрены особенности гидродинамики металлургических газлифтных реакторов. Предложена математическая модель для расчета параметров циркуляционных потоков металла в подъемной колонне газлифта, определяющих эффективность протекания тепло- и массообменных процессов при подаче реагентов в подъемную колонну реактора.

Кафедрой «Механическое оборудование заводов черной металлургии» Донецкого государственного технического университета на протяжении длительного времени

ведутся работы, направленные на использование металлургических газлифтов в качестве реакторов для обработки расплавов реагентами [1].

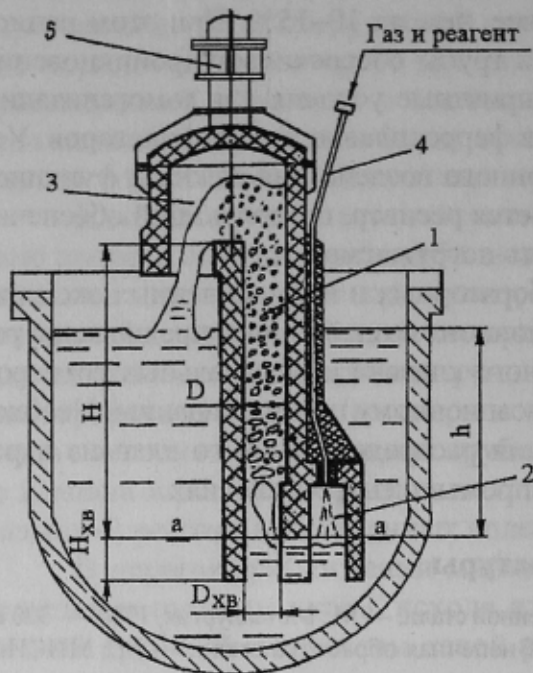


Рисунок 1 — Схема металлургического газлифтного реактора для обработки расплавов в ковше: 1 — подъемная колонна; 2 — камера для ввода газа и твердых реагентов; 3 — газоотделительная камера; 4 — трубопровод подачи газа и реагента; 5 — узел крепления реактора к подъемному механизму

Математическая модель для расчета гидродинамических параметров газлифтных реакторов может быть получена на основе анализа процесса подъема жидкой фазы в вертикальной колонне реактора за счет разности давлений, создаваемой в ней вводом газообразной фазы (рисунок 1). В общем виде она может быть представлена уравнением:

$$\Sigma \Delta P = \rho_{ж} g h, \quad (1)$$

где $\Sigma \Delta P$ — потери давления в колонне при движении потока, Па; $\rho_{ж}$ — плотность жидкой фазы, кг/м^3 ; g — ускорение силы тяжести, м/с^2 ; h — расстояние от поверхности жидкой фазы в ковше до места ввода газа в колонну, м. То есть, для обеспечения подъема жидкой фазы в колонне реактора необходимо, чтобы сумма потерь давления в колонне была меньше гидростатического давления жидкой фазы на уровне ввода газа в колонну (сечение «а — а»).

Левая часть уравнения (1) может быть представлена следующим образом:

$$\Sigma \Delta P = \Delta P_1 + \Delta P_2 + \Delta P_3, \quad (2)$$

где ΔP_1 — потери давления, связанные с подъемом потока в колонне, Па; ΔP_2 — потери давления, обусловленные трением потока о стенки колонны, Па; ΔP_3 — потери давле-

ния, связанные с разгоном потока в колонне, Па. Эти потери давления определяются зависимостями:

$$\Delta P_1 = \rho_{ж} g [H_{хв} + (1-\varphi)H], \quad (3)$$

$$\Delta P_2 = \left[\xi_{вх} + \frac{\xi_{вых}}{(1-\varphi)^2} + \lambda_{ж} \left(\frac{H_{хв}}{D_{хв}} + \frac{H_{хв}}{D(1-\varphi)^n} \right) \right] \times \frac{\rho_{ж} U_{ж}}{2}, \quad (4)$$

$$\Delta P_3 = \left[1 + \frac{1}{(1-\varphi k_f)^2} - \frac{1}{(1-\varphi)^2} \right] \frac{\rho_{ж} U_{ж}}{2}, \quad (5)$$

где φ — газосодержание потока в колонне на уровне ввода газа; H и $H_{хв}$ — высоты подъемной колонны газлифта и хвостовой ее части, м; $\xi_{вх}$ и $\xi_{вых}$ — коэффициенты местных сопротивлений движению потока на входе в колонну и выходе из нее; D и $D_{хв}$ — гидравлические диаметры подъемной колонны газлифта и ее хвостовой части, м; n — коэффициент, учитывающий ориентирование колонны в пространстве (при вертикальном положении колонны $n=1,75$); k_f — коэффициент, учитывающий изменение газосодержания потока по высоте колонны ($k_f=1,2-1,5$); $\lambda_{ж}$ — коэффициент трения жидкой фазы о стенки колонны; $U_{ж}$ — приведенная к сечению колонны скорость жидкой фазы, м/с.

Подстановка уравнений (3)–(5) в уравнение (1) и решение его позволяют получить основное уравнение газлифта в безразмерных параметрах:

$$\varphi + w + \alpha_{хв} + \alpha_{к} = 0, \quad (6)$$

где $w=h/H$ — относительное погружение колонны в расплав; $\alpha_{хв}$ и $\alpha_{к}$ — относительная величина потерь давления при движении потока в хвостовой части колонны и в самой колонне.

Значения $\alpha_{хв}$ и $\alpha_{к}$ определяются зависимостями:

$$\alpha_{хв} = \left(1 + \xi_{вх} + \frac{\lambda_{ж} H_{хв}}{D_{хв}} \right) \frac{U_{ж}^2}{2gH}, \quad (7)$$

$$\alpha_{к} = \left[\frac{1}{(1-\varphi k_f)^2} - \frac{1}{(1-\varphi)^2} + \frac{\xi_{вых}}{(1-\varphi k_f)^2} + \frac{H\lambda_{ж}}{D(1-\varphi)^n} \right] \times \frac{U_{ж}^2}{2gH}. \quad (8)$$

Коэффициент $\xi_{вх}$ определяется из выражения:

$$\xi_{вх} = \xi_1 + \xi_2, \quad (9)$$

где ξ_1 — коэффициент, учитывающий сопротивление движению потока на входе в колонну и связанный как с изменением направления движения потока, так и с состоянием входного сечения хвостовика колонны; ξ_2 — коэффициент, учитывающий сужение потока расплава в месте вдувания газа. Согласно данным работ [2, 3] значения ξ_1 и ξ_2 обычно составляют 0,2–0,5 и 2,2–2,5 соответственно. Причём для металлургических газлифтов при вводе большого количества газа ξ_2 имеет максимальное значение.

Согласно результатам исследования двухфазных потоков значение коэффициента $\xi_{вых}$ составляет 1,5–3, причем большие значения следует использовать при газосодержании потока менее 0,3 [4].

Уравнение (6) можно использовать для расчета относительного погружения газлифта при требуемом газосодержании потока, известных геометрических размерах реактора и его производительности по расплаву, а также для определения производительности газлифтного реактора по расплаву при известном значении относительного погружения. В последнем случае уравнение (6), после подстановки в него значений $\alpha_{хв}$ и $\alpha_{ж}$, из уравнений (7) и (8), необходимо решить относительно приведенной скорости движения жидкости и далее по принятым размерам колонны рассчитать производительность газлифта.

Приведенная скорость движения жидкой фазы в колонне газлифта определится зависимостью:

$$U_{ж} = \sqrt{\frac{2gH(w + \varphi - 1)}{A_1 + A_2}}, \quad (10)$$

где A_1 — обобщенный коэффициент местных сопротивлений; A_2 — обобщенный коэффициент сопротивлений движению потока в колонне. Для определения численных значений этих коэффициентов могут быть использованы зависимости:

$$A_1 = 1 + \xi_{вх} + \frac{\xi_{вых} - 1}{1 - \varphi k_f} - (1 - \varphi)^2, \quad (11)$$

$$A_2 = \lambda_{ж} \left[\frac{H_{хв}}{D_{хв}} + \frac{H}{D(1 - \varphi)^n} \right]. \quad (12)$$

Уравнение (10) выражает связь между приведенными скоростями жидкой и газообразной фаз в колонне реактора, причем скорость газовой фазы здесь учитывается величиной газосодержания потока. В рамках данной модели газосодержание потока предпочтительно определять согласно зависимости, предложенной автором в работе [1]:

$$\varphi = \frac{U_r}{U_r + U_{ж} + U_{ув} + k_n U_n}, \quad (13)$$

где $U_{ув}$ — скорость восходящего циркуляционного течения жидкой фазы в потоке, м/с; U_r — приведенная к сечению колонны скорость газа, м/с; U_n — скорость всплывания пузырей газа в расплаве, обусловленная архимедовой силой, м/с; k_n — поправочный коэффициент, учитывающий групповую скорость движения пузырей газа в расплаве. Численное значение коэффициента k_n может быть получено из выражения:

$$k_n = 0,4 \left(\frac{\rho_{ж}}{\rho_r} \right)^{0,2} \left(\frac{\rho_{ж} - \rho_r}{\rho_{ж}} \right)^5. \quad (14)$$

Поскольку газосодержание потока является одновременно функцией приведенных скоростей жидкости и газа, для нахождения зависимости между приведенными скоростями жидкости и газа необходимо совместное решение уравнений (10) и (13) методом конечных разностей. При наличии такой зависимости построение расходной характеристики газлифта производится с учетом геометрических размеров подъемной колонны и относительного погружения ее в расплав. При этом объемный расход жидкости определяется согласно зависимости:

$$V_{ж} = \frac{\pi D^2}{4} [U_{ж} - U_{шн} (1-\varphi)], \quad (15)$$

где $V_{ж}$ — объемный расход жидкой фазы, м³/с; $U_{шн}$ — скорость нисходящего циркуляционного течения жидкой фазы в потоке, м/с.

Для нахождения зависимостей, позволяющих определять значения скорости восходящего и нисходящего циркуляционного течения жидкой фазы, была проведена обработка большого количества экспериментально установленных расходных характеристик водо-воздушных и металлургических газлифтов [1]. Было установлено, что эти зависимости имеют вид:

$$U_{шн} = \frac{k_n U_r}{Fr_r^{0,3}}, \quad (16)$$

$$U_{ув} = \frac{k_b U_r}{Fr_r^{0,3}}. \quad (17)$$

где k_n и k_b — коэффициенты, учитывающие долю расплава, участвующего в циркуляционном нисходящем и восходящем движениях; Fr_r — критерий Фруда для газа, рассчитанный по его приведенной скорости с учетом гидравлического диаметра колонны:

$$Fr_r = \frac{U_r^2}{gD}. \quad (18)$$

Значения k_n и k_b зависят от геометрических размеров и относительного погружения колонны в расплав. Для металлургических газлифтов значения k_n и k_b целесообразно определять согласно зависимостям:

$$k_n = 0,105 \left(\frac{wH}{D} \right)^{0,6}, \quad (19)$$

$$k_b = 0,133 \left(\frac{H(1-w)}{D} \right)^{0,6}. \quad (20)$$

Опыт практического использования описанной выше математической модели свидетельствует о том, что она позволяет с достаточной для практических целей точностью оценивать гидродинамические параметры металлургических газлифтных реакторов. В качестве примера на рисунке 2 результаты теоретического

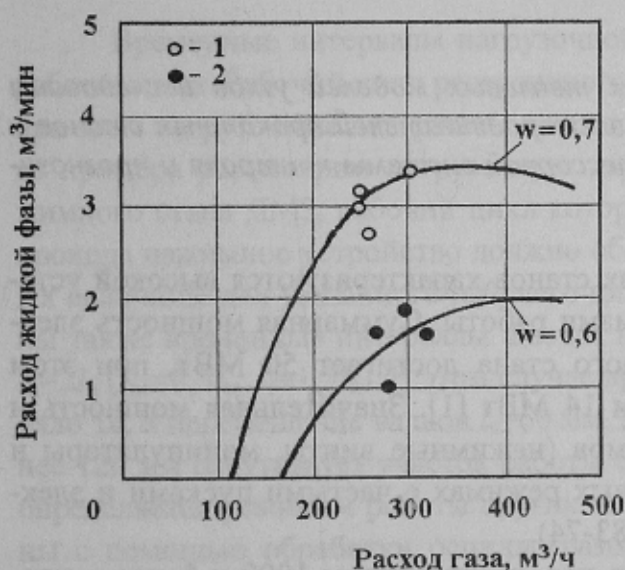


Рисунок 2 — Расходные характеристики циркуляционного газлифта при работе на чугуна: 1 — экспериментальные значения при $w=0,7$; 2 — экспериментальные значения при $w=0,6$.

расчета сопоставлены с данными экспериментального исследования производительности газлифтного реактора при обработке чугуна в 100-т ковшах [1, 5]. Использованный в экспериментах реактор имел подъемную колонну высотой 2,4 м, гидравлический диаметр ко-

лонны был равен 0,375 м. Эксперименты выполнялись при относительных погружениях реактора 0,6 и 0,7.

Таким образом, разработанная математическая модель позволяет с достаточной точностью определить расходные характеристики металлургических газлифтных реакторов и оценить скорости циркуляционного течения металла в подъемной колонне, которые оказывают значительное влияние на эффективность процессов тепло- и массообмена при обработке расплава реагентами.

Список литературы

1. Ефименко С.П., Мачикин В.И., Лифенко Н.Т. Вспечное рафинирование металла в газлифтах. — М.: Металлургия, 1986. — 264 с.
2. Идельчик И.Е. Гидравлическое сопротивление. — М.: Энергоиздат, 1964. — 365 с.
3. Кутателадзе С.С. Теплопередача и гидродинамическое сопротивление: Справочное пособие. — М.: Энергоатомиздат, 1991. — 367 с.
4. Соколов В.Н., Геллис Ю.К. // Химическая промышленность, 1962. — № 10. — С. 757–761.
5. Применение погружного газлифтного реактора для корректировки химического состава и модифицирования передельного чугуна. / Лифенко Н.Т., Пилюшенко В.Л., Черкашин И.В. и др. // Черметинформация, 1990. — № 3. — С. 50–52.

© Лифенко Н.Т., 1999.

КОНТРОЛЬ И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ТЕПЛООВОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ РЕВЕРСИВНЫХ ПРОКАТНЫХ СТАНОВ

ФЕДОРОВ М.М. (ДонГТУ)

На основе использования динамических тепловых моделей узлов исследованы особенности динамики теплового состояния электродвигателей прокатных станков и предложены принципы построения микропроцессорной системы контроля и прогнозирования их теплового состояния.

Электропривода реверсивных прокатных станков характеризуются высокой установочной мощностью и напряженными режимами работы. Суммарная мощность электрических машин основных приводов тяжелого стана достигает 50 МВт, при этом мощность приводных двигателей одной клетки 14 МВт [1]. Значительная мощность и электродвигателей вспомогательных механизмов (нажимные винты, манипуляторы и др.). Они работают в повторно-кратковременных режимах с частыми пусками и электрическим торможением (S5 согласно ГОСТ 183-74).

В связи с большим числом включений в час, достигающим 1000 и более и продолжительностью включений ($PВ=0,5-0,6$), а также вследствие высоких требований к режимам управления, предъявляемых технологическими процессами, для привода механизмов современных станков, используются двигатели постоянного тока, получающие питание преимущественно от управляемых тиристорных преобразователей.

Напряженные режимы работы могут привести к тепловым перегрузкам в обмотках электродвигателей, поэтому вопросы контроля температуры актуальны. Температура обмоток двигателей, работающих в повторно-кратковременных режимах, определяется токовыми нагрузками в цикле. На рисунке 1 приведена нагрузочная диаграмма двигателя, работающего в режиме S5. Величины токов на интервалах определяются на-