

магнитной сепарации можно будет только при условии разработки способа физико-химического воздействия на рост кристаллов магнитных фаз, образующихся при восстановительном обжиге в интервале температур 800 – 1000 °С.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Mishra B., Slavik M., Kirkpatrick D. Recovery and utilization of iron from red mud. EPD Congress 2000, Proceedings of sessions and Symposia held during the TMS Annual Meeting, Nashville, TN, United States, Mar. 12-16, 2000. P. 149 – 156.
2. Xiang Q., Liang X., Schlesinger M.E. and Watson J.L. // The Minerals, Metals and Material Society. 2001. P. 157 – 162.
3. Zhang X., Schlesinger M.E. and Watson J.L. The Recovery of Iron and other Metal Values. The Recycling and Waste treatment in Mineral and Metal Processing: Technical and Economic Aspects, 16-20 June 2002. Lulea, Sweden.

4. Mishra B., Staley A., Kirkpatrick D. // Minerals and Metallurgical Processing. 2002. No. 19 (2). P. 87 – 94.
5. Egyhazy T., Kovacs J., Fulop T., Solymor K. // TRAVAUX de l'ICSOBA, 2004. Vol. 31. No. 35. P. 77 – 86.
6. Egyhazy T., Kovacs J., Fulop T., Solymor K. // TRAVAUX de l'ICSOBA. 2005. Vol. 32. No. 36. P. 1 – 12.
7. Подгородецкий Г.С., Горбунов В.Б., Коровушкин В.В., Панов А.В // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 3. С. 24 – 29.
8. Современное состояние и перспективы комплексной переработки красных шламов глиноземного производства зарубежом. – М.: ЦНИИ информации и технико-экономических исследований цветной металлургии, 1975. – 40 с.
9. Леонтьев Л.И., Ватолин Н.А., Шаврин С.В., Шумаков Н.С. Пирометаллургическая переработка комплексных руд. – М.: Металлургия, 1997. – 432 с.

© 2012 г. Г.С. Подгородецкий, В.Б. Горбунов, В.В. Коровушкин, А.В. Панов
Поступила 24 февраля 2012 г.

УДК 669.187.66.045

Э.Э. Меркер, Е.А. Черменёв, А.В. Сазонов

Старооскольский технологический институт

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЭЛЕКТРОПЛАВКИ МЕТАЛЛИЗОВАННЫХ ОКАТЫШЕЙ ПРИ ИХ НЕПРЕРЫВНОЙ ПОДАЧЕ В ВАННУ ДУГОВОЙ ПЕЧИ

В современных условиях развития электросталеплавильного производства перспективным [1, 2] является процесс электроплавки стали с применением непрерывной загрузки окатышей в ванну дуговой печи в пространство вблизи воздействия электрических дуг на поверхность металла [3].

Для оценки эффективности режима электроплавки стали с применением метода подачи железорудных металлизированных окатышей (ЖМО) в ванну дуговой печи через полые электроды [1] разработали экспериментальную печную установку [2], которую использовали для имитирования режима плавления ЖМО в железоуглеродистом расплаве агрегата [3].

Время свободного падения окатыша в разреженном потоке ЖМО, подаваемого через полый электрод (рис. 1) в расплав тигля определяли [3] из условия:

$$\frac{a_2 \tau_{пад}^2}{2} + V_x \tau_{пад} - h = 0, \tag{1}$$

где a_2 – ускорение движения окатыша, m/c^2 ; V_x – скорость падения окатыша на выходе из отверстия электрода, m/c ; $\tau_{пад}$ – время падения окатыша, c ; h – высота падения окатыша, равная длине электрической дуги, m .

Из выражения (1) следует, что $\tau_{пад} = (\sqrt{V_x^2 + 2ha_2} - V_x) / a_2$. Из физических условий падения окатыша в полости электрода (рис. 1, а) имеем:

$$H = \frac{g \tau_{пад}^2}{2}; V_x = g \tau_{пад}; H = \frac{V_x^2}{2g}, \text{ т.е. } V_x = \sqrt{2gH}, \tag{2}$$

где H – высота электрода, m ; g – ускорению свободного падения, m/c^2 .

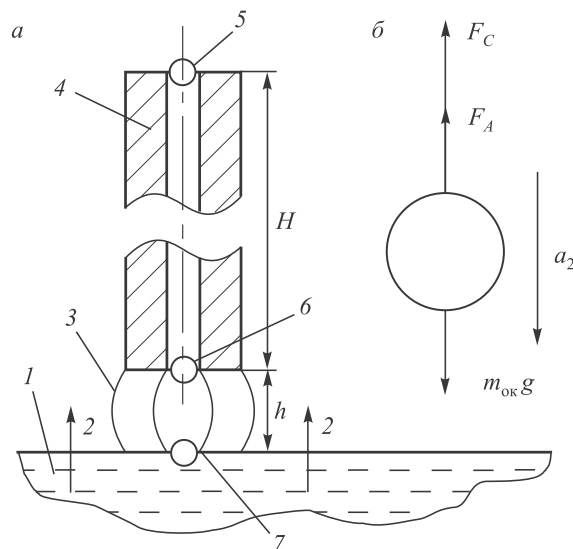


Рис. 1. Схема движения окатыша по осевому отверстию электрода (а) и распределение сил при его падении в расплав (б): 1 – расплав; 2 – отходящие газы; 3 – электрическая дуга; 4 – полый графитированный электрод; 5 – окатыш на входе в отверстие электрода; 6 – окатыш на входе в объем дуги; 7 – окатыш в ванне расплава; H – высота электрода; h – путь движения окатыша в дуге

Из рассмотрения сил, влияющих на окатыш (рис. 1, б) на пути падения H , имеем:

$$-m_{ок} a_2 = F_C + F_A - m_{ок} g. \quad (3)$$

Откуда находим значение ускорения падения окатыша:

$$a_2 = \frac{-F_C - F_A + m_{ок} g}{m_{ок}}, \quad (4)$$

где $m_{ок} = \frac{4}{3} \pi \rho_{ок} r_{ок}^3$ – масса окатыша, кг; $\rho_{ок}$ – плотность окатыша, кг/м³; $r_{ок}$ – радиус окатыша, м.

При этом сила сопротивления газовой среды равна

$$F_C = 6\pi \eta_{ср} r_{ок} V_x, \quad (5)$$

где $\eta_{ср}$ – вязкость среды (отходящих из расплава газов), в которой по отверстию электрода движется окатыш, Па·с.

Расчет силы Архимеда выполняется по формуле

$$F_A = \frac{4}{3} \pi r_{ок}^3 \rho_{ср} g, \quad (6)$$

где $\rho_{ср}$ – плотность газовой среды, в которой движется окатыш, кг/м³.

Из выражения (4) с учетом (5) и (6) имеем:

$$a_2 = \frac{-4,5 \eta_{ср} V_x - r_{ок}^2 \rho_{ср} g + r_{ок}^2 \rho_{ок} g}{r_{ок}^2 \rho_{ок}}. \quad (7)$$

С учетом вышеизложенного по данным уравнений (7) и (2) определяем время падения окатыша ($\tau_{пад}$) из уравнения (1).

При движении окатышей в объеме электрической дуги они нагреваются за счет излучения [3] и тепловой поток [4], воздействующий на окатыши, находим по формуле

$$q_{изл} = \varepsilon_{пр} C_0 [(T_{дуги} / 100)^4 - (T_{ок} / 100)^4] F_{об.ок}, \quad (8)$$

где $\varepsilon_{пр}$ – приведенная степень черноты, равная для поверхности окатыша 0,9; C_0 – излучательная способность абсолютно черного тела, равна 5,67 Вт/м²·К⁴; $T_{дуги}$ – температура дуги, принятая при расчетах 5000 К; $F_{об.ок} = F_{ок} n_{ок}$ – тепловоспринимающая поверхность окатышей в дуге (где $n_{ок} = v_{ок} \tau_{пад} / m_{ок}$ – количество окатышей в объеме дуги).

Тепловоспринимающую поверхность окатышей в дуге с учетом полученного по формуле (1) времени $\tau_{пад}$:

$$F_{об.ок} = \frac{3v_{ок} \tau_{пад}}{\rho_{ок} r_{ок}}. \quad (9)$$

При этом тепловой поток, необходимый для нагрева подаваемых в ванну ДСП окатышей до температуры плавления, собственно их плавления и нагрева получившегося расплава до текущей температуры металла в печи, равен [5]

$$q_{ок} = [c_{ок} (T_{пл} - T_{ок}) + r_{пл} + c_p (T_m - T_{пл})] v_{ок}, \quad (10)$$

где $c_{ок}$, c_p – удельная теплоемкость окатыша и получившегося расплава, Дж/кг·К; $T_{ок}$, $T_{пл}$, T_m – температуры начальная и плавления окатыша и металла в ванне, К; $r_{пл}$ – удельная теплота плавления окатыша, Дж/кг.

Время плавления одиночного окатыша ($\tau_{плав}$) и группы окатышей при их попадании в расплав тигля в ходе выполнения эксперимента оценивали секундомером по изменению яркости и времени газовой выделению при их плавлении [3].

В результате выполненных исследований получены данные (см. таблицу) по зависимости длительности плавления ЖМО (τ_{Σ} , с) от показателей мощности дуги и удельной скорости загрузки окатышей при их подаче по схеме, показанной на рис. 1, в расплав. Из приведенных данных следует, что время плавления окатыша с учетом его нагрева в дуге при использовании полых электродов (см. таблицу) увеличивается по мере удаления от оси дуги (рис. 1).

Установлено [2, 3], что в зоне падения окатышей на расплав $\tau_{\Sigma} \gg \tau_{пад}$. Это свидетельствует о неполном про-

Сравнительные данные результатов исследования длительности плавления ЖМО на ЭПУ

Тип используемого электрода на ЭПУ	Мощность электрической дуги P_d , кВт	Удельная скорость загрузки ЖМО $V_{ок}^{уд}$, г/с·кВт	Суммарное время плавления* загружаемых ЖМО (τ_{Σ}) в ванне ЭПУ, с	
			при подаче через полый электрод	на расстоянии 3 см от дуги
Полый	12,0	0,3	47	54
Обычный	12,0	0,3	–	56
Полый	14,0	0,4	58	66
Обычный	14,0	0,4	–	68
Полый	16,0	0,5	70	79
Обычный	16,0	0,5	–	80

* Среднее время плавления ЖМО по результатам трех опытных плавов.

греве их за время нахождения в электрической дуге и заметном сокращении времени последующего плавления окатышей в расплаве.

Исходя из приведенных выражений (8) и (10), с использованием средств программирования MS Excel, установили зависимости, характеризующие влияние длины дуги (L_d) и радиуса окатышей ($r_{ок}$) на тепловой поток, воздействующий на поверхность всех окатышей в объеме дуги (8), отнесенный к тепловому потоку, необходимому для их полного нагрева в потоке и расплавления потока ЖМО (10).

Анализ зависимостей [2, 3] свидетельствует о том, что с увеличением длины дуги (L_d) доля излучательной энергии на поток окатышей возрастает, а это обстоятельство способствует ускоренному росту теплосодержания всего потока окатышей, проходящих путь от попадания в дугу до шлако-металлического расплава в ванне ДСП, что подтверждается корреляционной зависимостью между этими параметрами в соответствии с уравнением

$$q = 18,21L_d - 3589,5r_{ок} + 38,72, R^2 = 0,948. \quad (11)$$

Количество тепла, генерируемого в электрической дуге [6]:

$$P_d = 3U_d I_d, \quad (12)$$

где $U_d = \sqrt{U_{2ф}^2 - (I_d X_3)^2} - I_d R$ – напряжение дуги, В ($U_{2ф} = U_{2л} / \sqrt{3}$ – вторичное фазное напряжение трансформатора, В); I_d – ток дуги, А; $R = 0,4$ мОм – активное сопротивление электрической цепи; $X_3 = X_{кз} k_x$ – эксплуатационное индуктивное сопротивление электрической цепи, мОм (для печи ДСП-150 $X_{кз} = 3,4 \cdot 10^{-3}$, в период плавления окатышей $k_x = 1,07 \div 1,15$).

При использовании системы подачи ЖМО через полые электроды в ДСП (см. рис. 1) представляется возможным одновременно с окатышами подавать через отверстие электрода в расплав [1, 7] шлако-пенообразующие материалы (известь, коксик, известняк и др.) в зону плавления окатышей и обеспечивать тем самым условия полного погружения дуг в образующийся вспененный шлак. В этом случае практически вся лучистая энергия от дуг [1, 2] идет на нагрев и плавление окатышей, а также для окончательного нагрева окатышей на поверхности металла и шлака в кипящей ванне, т.е. в этом случае $P_d = \Delta q_B + q_{ок}$, где Δq_B – теплоусвоение ванны в дуговой сталеплавильной печи (ДСП).

Установлено, что энергосберегающие условия электроплавки ЖМО в дуговой печи [6] определяются взаимосвязью уровня теплопитания ванны и фактическим расходом окатышей ($v_{ок}$) в соответствии с выражением

$$\Delta q_B = G_\tau \bar{c} \left(\frac{dT}{d\tau} \right) = (G_H + v_{ок} \tau) \bar{c} v_t, \quad (13)$$

где $G_\tau = G_H + v_{ок} \tau$ – текущая масса металла в печи, кг;

$v_{ок}$ – текущий расход ЖМО, кг/с; G_H – начальная масса металла в печи от расплавления скрапа, кг; τ – время загрузки ЖМО, с; \bar{c} – средняя теплоемкость металла в ванне печи, Дж/кг·К.

Из анализа вышеизложенного, на основе совместно рассмотренных выражений (12) и (13) представляется целесообразным расход ЖМО на электроплавку стали оценивать по текущим теплоэнергетическим и технологическим параметрам работы агрегата:

$$v_{ок} = \frac{P_d - G_H \bar{c} v_t}{\tau \bar{c} v_t + c_{ок} (T_{пл} - T_{ок}) + r_{пл} + c_p (T_m - T_{пл})}. \quad (14)$$

Для анализа режима загрузки ЖМО на основе выражения (14) разработан алгоритм расчета с реализацией его в программе MS Excel и построены зависимости (рис. 2).

Анализ приведенных данных показывает, что с увеличением мощности дуг (рис. 2, а) время загрузки ЖМО снижается, а при меньшей начальной массе металла (рис. 2, б) в ванне ДСП время подачи ЖМО через полые электроды (см. рис. 1) возрастает при постоянной мощности электрических дуг. Таким образом, в результате проведенных исследований показано, что при подаче ЖМО в ванну ДСП через полые электроды (см. таблицу) суммарное время плавления заметно снижается [3], а соответствующему уровню теплопитания ванны ДСП требуется установление оптимальной загрузки окатышей в рабочее пространство [7].

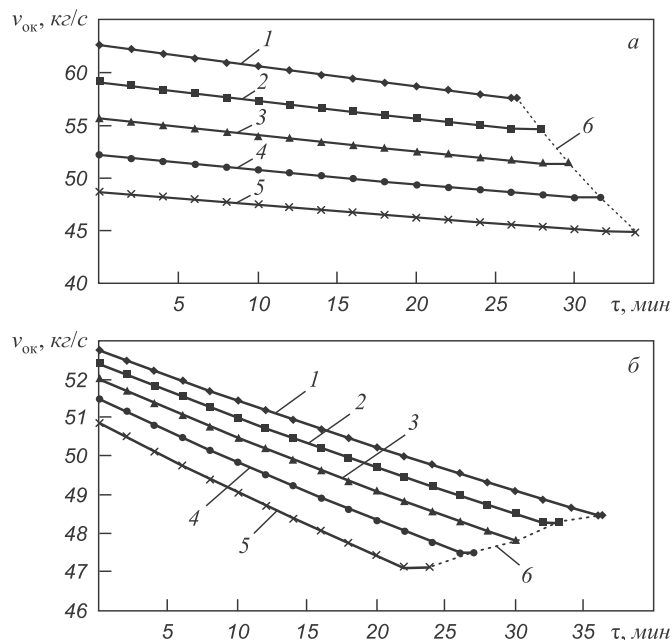


Рис. 2. Зависимость расхода ЖМО в ванну 150-т. ДСП по ходу процесса при различных значениях мощности электрических дуг P_d , МВт (а): 1 – 90; 2 – 85; 3 – 80; 4 – 75; 5 – 70 и начальная масса металла в печи от расплавления скрапа G_H , т (б): 1 – 50; 2 – 60; 3 – 70; 4 – 80; 5 – 90. б – время окончания загрузки

Выводы. Теоретическим и экспериментальным путем выполнен анализ энергетической и технологической эффективности использования режима загрузки металлизированных окатышей через полые электроды в ванну дуговой сталеплавильной печи и предложено уравнение для определения скорости загрузки окатышей в дуговую печь в зависимости от значений текущих параметров теплоэнергетического состояния сталеплавильной ванны. Установлено, что подача ЖМО в зону высокотемпературных электрических дуг приводит к ускорению нагрева и плавления металлизированного сырья, а следовательно к ускорению процессов электроплавки стали в дуговой печи [2, 7] и повышению производительности агрегата.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Меркер Э.Э. и др.: Пат. 236009 РФ. Способ электроплавки стали. 07.09.2005; Пат. 2374582 РФ. Дуговая печь для выплавки стали. 25.11.2009.

2. Сазонов А.В., Меркер Э.Э., Черменёв Е.А. // Бюл. ин-та «Черметинформация». Черная металлургия. 2011. № 8. С. 62 – 64.
3. Кожухов А.А., Карпенко Г.А., Меркер Э.Э., Сазонов А.В. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2008. № 7. С. 13 – 15.
4. Ткачев А.С., Кожухов А.А., Меркер Э.Э., Сазонов А.В. Расчет тепловых потоков излучения дуг в ДСП при работе на полых электродах. // В сб. тр. «Моделирование, программное обеспечение и наукоемкие технологии в металлургии». – Новокузнецк: СибГИУ, 2011. С. 304 – 311.
5. Сазонов А.В. Исследование процесса плавки окатышей при дуговом нагреве в печи с полыми электродами с целью энергосбережения. Автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук. – М.: МИСиС, 2009. – 32 с.
6. Егоров А.В. Электроплавильные печи черной металлургии. – М.: Металлургия, 1985. – 280 с.
7. Меркер Э.Э., Федина В.В., Кочетов и др. // Электрометаллургия 2003. № 9. С. 43 – 45.

© 2012 г. Э.Э. Меркер, Е.А. Черменёв, А.В. Сазонов
Поступила 4 февраля 2012 г.

УДК 669.046.:62-83:531.3

Е.Ю. Карнова, Ю.И. Карнов, А.С. Леонченко

Волгоградский государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА КАЧЕСТВО СТАЛИ 20Л

Термообработка стальных отливок, традиционно выполняемая литейщиками, относится к штатным операциям литейного производства. И хотя именно термическая обработка формирует окончательную структуру и свойства стальных отливок, ответственность за многочисленные случаи несоответствия ударной вязкости стали 20Л требованиям ГОСТ 977, как правило, возлагается на нестабильность процессов плавки, раскисления, рафинирования и другие операции и почти никогда на термическую обработку. Этому во многом способствует тот факт, что нормализация, при отсутствии явных нарушений технологического процесса, надежно обеспечивает устранение видманштеттова феррита и формирует практически идентичные феррито-перлитные структуры, казалось бы, не дающие оснований для проведения каких-либо коррекций режимов. На самом деле это далеко не однозначно.

Авторы попытались проанализировать влияние нерегулируемых параметров нормализации, в частности скорости нагрева отливок, на изменение ударной вязкости стали 20Л. Анализ выполняли на основе развитых в работах [1, 2] представлений о видманштеттовом феррите, как о пересыщенном α -твердом растворе, способном к отпуску с выделением избыточных фаз.

Образцы для определения ударной вязкости вырезали из треновидных проб, один комплект которых под-

вергали ускоренному, а другой – замедленному нагреву до аустенитного состояния.

Термическая обработка, провоцирующая усиление отрицательной наследственности видманштетта, проводилась в лабораторных условиях с использованием камерных термических печей СНОЛ–1.6, 2.5. по режиму, представленному на рис. 1 (кривая 2).

С целью осуществления медленного нагрева заготовок до температуры аустенизации (910 °С) образцы загружались в холодную печь и осуществлялся их ступенчатый нагрев с двумя изотермическими выдержками в течение 15 мин при температуре 350 и 550 °С.

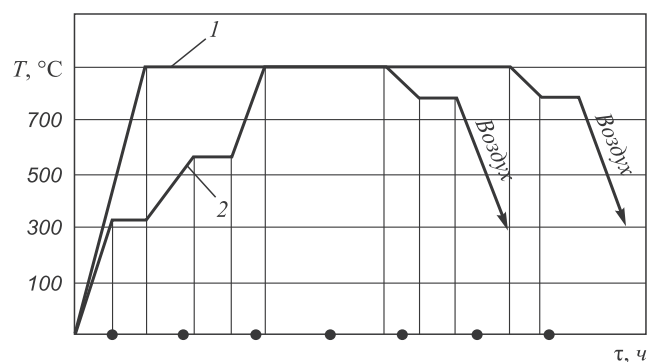


Рис. 1. Термическая обработка с ускоренным (1) и замедленным (2) режимами нагрева до аустенитного состояния