

УДК 621.746: 669.18

Романько Я.В. – ассистент, НМетАУ

Решетняк С.И. – канд. техн. наук, доц., НМетАУ

ИССЛЕДОВАНИЕ СУШКИ НАЛИВНОЙ ФУТЕРОВКИ ПРОМЕЖУТОЧНОГО КОВША

Приведены результаты исследования сушки наливной футеровки промежуточного ковша машины непрерывного литья заготовок с помощью комплексной математической модели. Рассмотрено влияние характеристик системы отопления на скорость разогрева футеровки и процесс сушки.

Состояние вопроса

Применение огнеупорных бетонов для футеровки промежуточных ковшей машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) позволяет существенно повысить их стойкость и серийность плавок. В настоящее время все большее распространение получают монолитные футеровки из различных огнеупорных масс, которые приобретают необходимые свойства в результате сушки до 400 – 600 °С. Их использование дает возможность уменьшить энергозатраты на высокотемпературный обжиг. Недостатком большинства огнеупорных масс является необходимость медленного подъема температуры при сушке во избежание возникновения растрескивания и скалывания под воздействием давления образующегося водяного пара, а также термических напряжений. Например, для магнезиально-известковых бетонных футеровок в интервале от 150 до 200 °С скорость нагрева не должна превышать 15 – 20 °С/ч [1].

Для предотвращения таких явлений каждая фирма-производитель дает свой режим сушки огнеупорной массы, где указывает число, длительность и параметры периодов разогрева и выдержки. Однако на практике применение регламентированных режимов сушки вызывает трудности, связанные с неравномерным разогревом футеровки, обусловленного работой горелочных устройств. Так, например, на Енакиевском металлургическом заводе для футеровки промежуточного ковша применялись огнеупоры фирмы «Далмонд»: арматурный слой был выполнен из тиксотропного бетона, а рабочий слой – из торкрет-массы на основе MgO. При сушке рабочий слой дна в районе горелок

осыпался из-за местного пережога, что приводило к преждевременному износу футеровки ковша во время разливки. Добиться уменьшения трещинообразования и сколов рабочего слоя удалось лишь с помощью импульсного режима подачи тепла путем чередования подогревов с продувкой теплым воздухом [2].

В настоящей статье представлены результаты исследования влияния работы горелочных устройств на процесс сушки монолитной футеровки шестиручьевого промежуточного ковша МНЛЗ. За основу была взята комплексная математическая модель [3], которая позволяет предсказывать разогрев проковша с учетом сложного теплообмена в его рабочем пространстве. В данную модель была интегрирована модель сушки футеровки.

Модель сушки

Для расчета сушки монолитного бетона рассматривались две модели: 1) модель с допущением о скачкообразном удалении испаренной влаги на фронте сушки [4]; 2) модель с непрерывным распределением влаги, в которой в качестве движущей силы при переносе влаги принимается давление водяного пара в порах [5]. Первая модель позволяет достаточно просто учесть теплоту, затрачиваемую на испарение влаги, и оценить положение фронта сушки. Однако эта модель не учитывает ряда специфических явлений, имеющих место при нагревании влажного бетона. Вторая модель широко применялась для анализа процессов и разработки графиков сушки бетонных изделий и конструкций [6]. На ее основе были созданы другие модели, учитывающие дополнительные факторы, влияющие на процессы тепло-массообмена в порах бетона, например [7]. Однако, такие модели значительно усложняют расчет и требуют знания дополнительных физических характеристик, которые должны определяться экспериментально. В одномерном случае уравнения процессов переноса массы и тепла по толщине стенки имеют следующий вид [5]:

$$A_1 \frac{\partial P}{\partial \tau} + A_3 \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{a}{g} \frac{\partial P}{\partial x} \right) + \frac{\partial W_d}{\partial \tau}; \quad (1)$$

$$A_2 \frac{\partial P}{\partial \tau} + A_4 \frac{\partial t}{\partial \tau} = -C_w \frac{a}{g} \left(\frac{\partial P}{\partial x} \frac{\partial t}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \right), \quad (2)$$

где

$$A_1 = \frac{\partial W}{\partial P}, \quad A_3 = \frac{\partial W}{\partial t}, \quad (3)$$

$$A_2 = -C_a \frac{\partial W}{\partial P}, \quad A_4 = \rho C - C_a \frac{\partial W}{\partial t}. \quad (4)$$

Здесь W – содержание свободной воды, кг/м³; W_d – вода, освобождаемая дегидратацией, кг/м³; a – относительная проницаемость бетона, м/с; g – ускорение свободного падения, м/с²; P – давление в порах, Па; τ – время, с; x – координата по толщине стенки, м; ρ – плотность бетона, кг/м³; C – изобарная теплоемкость бетона, Дж/(кг·К); C_a – тепло испарения свободной воды, Дж/кг; C_w – теплоемкость воды, Дж/(кг·К); λ – теплопроводность бетона, Вт/(м·К); t – температура, °С.

Граничные условия на внутренней и наружной сторонах стенки:

$$\{P = P_{cm1}\}_{x=0}, \quad (5)$$

$$\{t = t_0 + C_n \tau\}_{x=0}, \quad (6a)$$

$$\left\{-\lambda \frac{\partial t}{\partial x} = q + C_a \beta (P - P_{cm1})\right\}_{x=0}, \quad (6b)$$

$$\{P = P_{cm2}\}_{x=S}, \quad (7)$$

$$\left\{\lambda \frac{\partial t}{\partial x} = \alpha (t_e - t) + C_a \beta (P_{cm2} - P)\right\}_{x=S}, \quad (8)$$

где P_{cm1} и P_{cm2} – давление вблизи поверхностей внутренней и наружной стенок (принимаются равными давлению насыщенного пара при рассматриваемых условиях), Па; t_0 – начальная температура стенки, °С; C_n – заданная скорость нагрева поверхности стенки, °С/с; q – плотность теплового потока на внутренней поверхности стенки, определяемая из решения задачи внешнего теплообмена; β – коэффициент конвективного переноса влаги, с/м; α – коэффициент теплоотдачи на наружной поверхности стенки, Вт/(м²·К); t_e – температура окружающей среды, °С.

Граничное условие (6a) применяется для исследования влияния регламентированной скорости нагрева на процесс сушки. Для учета неравномерного разогрева различных участков промежуточного ковша применяется граничное условие (6b). Значение C_a находится по следующей зависимости [6]:

$$C_a = \begin{cases} 3.5 \times 10^5 (374.15 - t)^{1/3}, & t \leq 374.15^\circ C \\ 0, & t > 374.15^\circ C \end{cases} \quad (9)$$

Проницаемость a сильно зависит от влажности и температуры и рассчитывается по эмпирическим соотношениям [8]:

$$a = \begin{cases} a_0 f_1(h, t) f_2(t), & t \leq 95^\circ C \\ 5,6 a_0 f_3(t), & t > 95^\circ C \end{cases} \quad (10)$$

где a_0 – проницаемость при 25 °С; h – относительная влажность в порах, $h = P/P_s(t)$; P_s – давление пара на линии насыщения. Функция $f_1(h)$ отражает перенос влаги внутри слоев адсорбированной воды в узких проходах между порами бетона и определяется как

$$f_1(h) = \alpha + \frac{1 - \alpha}{1 + \left(\frac{1 - h}{1 - h_c}\right)^4} \quad \text{для } h < 1; \quad f_1(h) = 1 \quad \text{для } h \geq 1, \quad (11)$$

где $h_c = 0,75$ и $\alpha \approx 1/20$ при 25 °С.

Зависимость проницаемости от температуры ниже 95 °С определяется уравнением типа Аррениуса

$$f_2(T) = \exp\left[\frac{Q}{R}\left(\frac{1}{t_0 + 273} - \frac{1}{t + 273}\right)\right], \quad t \leq 95^\circ\text{C} \quad (12)$$

где Q – энергия активации для перемещения воды вдоль адсорбционных слоев в проходах между порами бетона; R – газовая постоянная.

В интервале температур от 95 °С до 105 °С проницаемость резко (на два порядка) изменяется, а затем ее величина остается почти постоянной. Эта зависимость учитывается функцией:

$$f_3(t) = \exp\left[\frac{t - 95}{0,881 + 0,214(t - 95)}\right]. \quad (13)$$

Значения W_d в уравнении (3) определяются в соответствие с кривой дегидратации [6]. Поток влаги в бетоне с достаточной точностью может рассчитываться по уравнению типа закона Дарси [8]:

$$J = -\frac{a}{g} \frac{\partial p}{\partial x}. \quad (14)$$

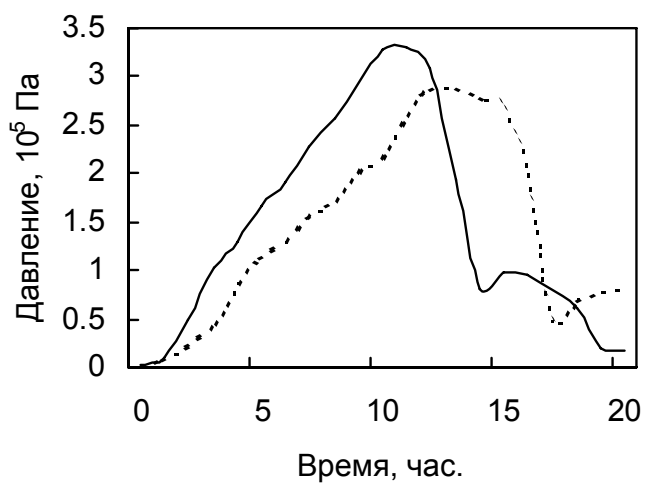
Для решения системы дифференциальных уравнений (1) – (8) использовался метод конечных разностей. Так как эти уравнения являются нелинейными, то на каждом шаге расчета по времени выполнялись итерации, для уточнения значений входящих в них коэффициентов.

Расчет сушки при регламентированной скорости нагрева

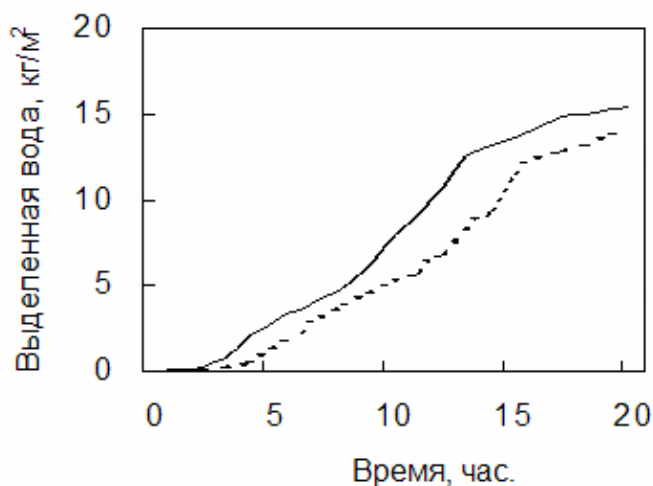
Рассмотренная выше модель вначале применялась для случая сушки бетонной стенки при заданной скорости C_n изменения температуры ее внутренней поверхности. Были приняты следующие значения определяющих параметров: толщина стенки $S = 0,2$ м; ее начальная температура $t_0 = 25^\circ\text{C}$; начальное содержание влаги $W_0 = 100$ кг/м³; плотность бетона $\rho = 2200$ кг/м³; теплопроводность бетона $\lambda = 1,7$ Вт/(м·К); теплоемкость бетона $C = 1100$ Дж/(кг·К); про-

ницаемость бетона при $25\text{ }^\circ\text{C}$ $a_0 = 10^{-12}$ м/с; температура наружного воздуха $t_e = 25\text{ }^\circ\text{C}$; коэффициент теплоотдачи на наружной поверхности $\alpha = 12$ Вт/(м²К).

На рис. 1 показано изменение максимального давления в стенке (а) и выделенной влаги (б) в процессе нагрева. Сплошные линии соответствуют скорости нагрева $30\text{ }^\circ\text{C/ч}$, а пунктирные – $20\text{ }^\circ\text{C/ч}$. Полученные зависимости достаточно хорошо согласуются с данными, приведенными в [5]. Относительно небольшие волнообразные возмущения на кривых можно объяснить вычислительными трудностями при расчете производных $\partial W/\partial P$ и $\partial W/\partial t$, а также нелинейностью решаемой задачи.



(а)



(б)

Рис. 1. Изменение максимального давления (а) и выделенной влаги (б) в процессе сушки стенки толщиной 0,2 м

На рис. 1 показано изменение максимального давления в стенке (а) и выделенной влаги (б) в процессе нагрева. Сплошные линии соответствуют скорости нагрева $30\text{ }^\circ\text{C/ч}$, а пунктирные – $20\text{ }^\circ\text{C/ч}$. Полученные зависимости достаточно хорошо согласуются с данными, приведенными в [5]. Относительно небольшие волнообразные возмущения на кривых можно объяснить вычислительными трудностями при расчете производных $\partial W/\partial P$ и $\partial W/\partial t$, а также нелинейностью решаемой задачи.

Как видно из приведенных зависимостей, наибольшие значения давления возникают примерно в середине процесса, когда условный фронт

сушки достаточно удален от нагреваемой поверхности. При этом они не достигают опасных величин, которые могут вызвать появление сколов и трещин [5].

Исследование влияния работы горелок на разогрев футеровки

С помощью математической модели были проведены расчеты разогрева и сушки промежуточного ковша, имеющего следующие габаритные размеры: длина $L = 9,5$ м, ширина $B = 1,75$ м, высота $H = 1,25$ м [9]. Начальная влажность магнезиальной огнеупорной массы была принята равной 10 %. Расход природного газа B_2 изменялся от 40 до 100 м³/ч, а коэффициент расхода воздуха n изменялся от 1 до 10. Стенд отапливается пятью горелками. Моделировалась работа стенда, как при всех включенных горелках, так и при их выборочном отключении. Так как графиками сушки регламентируется скорость подъема температуры бетона, то основное внимание было уделено исследованию влияния параметров системы отопления на изменение максимальной температуры поверхности футеровки промежуточного ковша.

На рис. 2 показана зависимость скорости разогрева футеровки днища под горелкой в зависимости от времени процесса для разных расходов топлива и коэффициентов расхода воздуха. Из графиков видно, что максимальные скорости разогрева наблюдаются в начальный период времени при $n = 1,05$, когда разность температур между футеровкой и греющей средой достигает наибольшего значения. В процессе разогрева происходит снижение температурного градиента, что влечет за собой существенное снижение скорости разогрева. Таким образом, уже через час она становится более чем в два раза меньше от максимального значения.

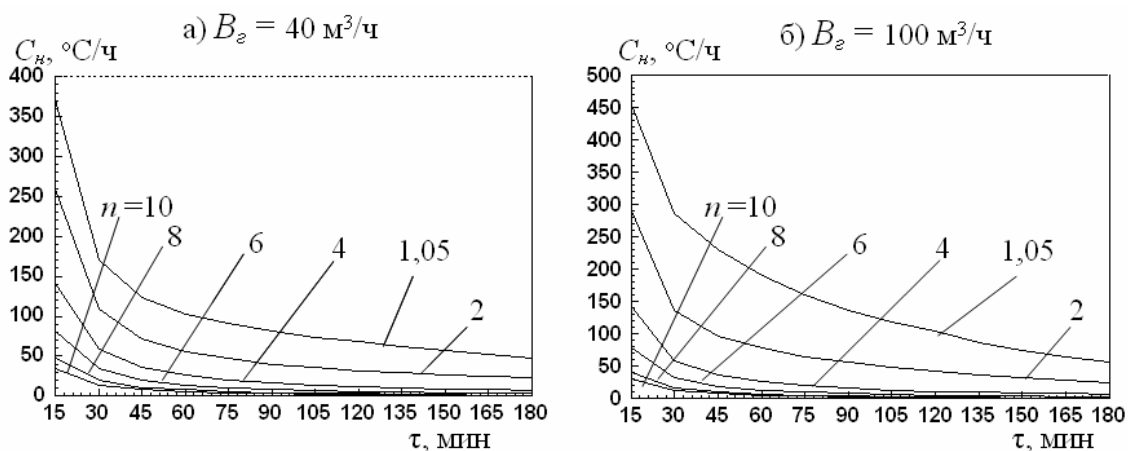


Рис. 2. Изменение скорости разогрева футеровки днища под горелкой в зависимости от времени сушки и коэффициента расхода воздуха n

На рис. 3 представлена зависимость максимальной скорости разогрева C_m от коэффициента расхода воздуха при различных расходах топлива. Необходимо отметить, что наибольшие значения C_m проявляются на поверхности днища промковша вблизи оси одной из горелок. При этом значительное уменьшение расхода топлива от 100 до 40 м³/ч не приводит к аналогичному снижению максимальной скорости нагрева, что можно объяснить локальным воздействием факела на нагреваемую поверхность. Увеличение коэффициента расхода n с одной стороны разбавляет продукты сгорания воздухом и уменьшает их температуру, а с другой стороны приводит к увеличению импульса потока газов, омывающих поверхность футеровки. Соответственно, при малых значениях n имеет место радиационный, а при больших значениях n – конвективный режим сушки.

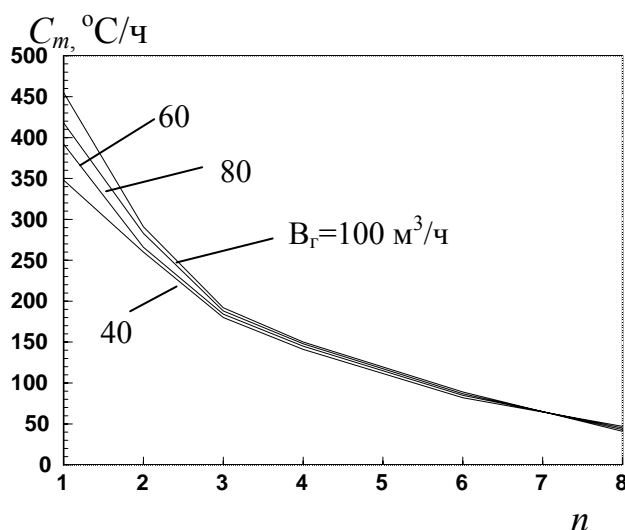
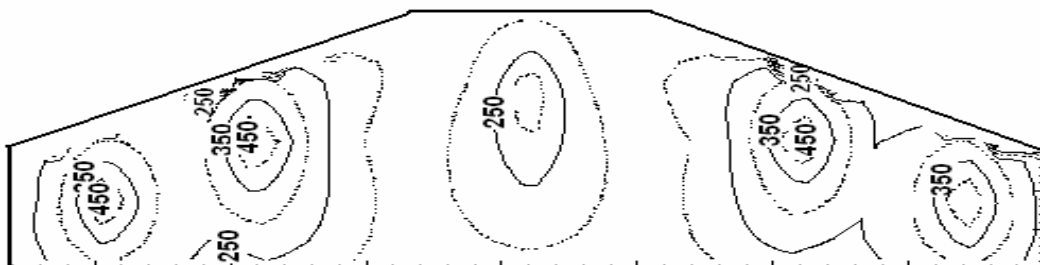


Рис. 3. Зависимость максимальной скорости разогрева C_m от коэффициента расхода воздуха n при различных расходах топлива

На рис. 4 показано распределение температур на поверхности днища промежуточного ковша после 15 минут сушки при расходе природного газа $V_2 = 40$ м³/ч. Очевидно, что увеличение коэффициента расхода воздуха приводит к снижению неравномерности разогрева. Так при коэффициенте расхода воздуха $n = 1,05$ максимальный перепад температур составляет 220 °C, а при $n = 4$ он снижается до 120 °C. При этом максимальная глубина просушенного материала находится в местах размещения горелочных устройств. Профиль фронта сушки по

мере его продвижения вглубь стенки промковша остается почти неизменным, что, по-видимому, является следствием принятой одномерной модели переноса влаги в бетоне.

а)



б)

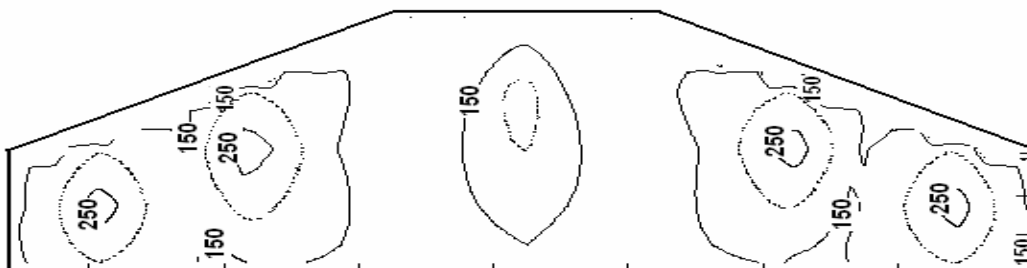


Рис. 4. Распределение температуры на поверхности дна промковша через 15 минут после включения горелок при $n = 1,05$ (а) и $n = 4$ (б)

Выводы

Существенным требованием технологии сушки монолитных футеровок является обеспечение регламентированных скоростей разогрева, которые для многих огнеупорных масс имеют очень низкие значения. Из результатов моделирования сушки шестиручьевого промежуточного ковша с наливной магнезиальной футеровкой следует, что основным регулирующим фактором может служить коэффициент расхода воздуха. Для реализации такого способа управления тепловым режимом система отопления должна иметь горелочные устройства с широкими пределами регулирования.

Список литературы

1. Хорошавин Л.Б. Магнезиальные бетоны. – М.: Metallurgy, 1990. – 167 с.
2. Бражникова Е.С., Жиглявский А.Ю., Вожжов Ф.В. Сушка футеровки промежуточных ковшей при импульсном режиме подачи тепла // Сталь. – 2007. – № 11. – С. 40 – 41.

3. Романько Я.В., Решетняк С.И. Модель тепловой подготовки промежуточного ковша // *Металлургическая теплотехника*. Сб. научн. тр. НМетАУ, 2007.

4. Сущенко А.В., Травинчев А.И., Безгерев А.С. Математическое моделирование процессов сушки и разогрева футеровки сталеразливочного ковша // *Известия вузов. Черная металлургия*. – 2002. – № 5. – С. 42 – 45.

5. Zhen-Xiang Gong and Arun S. Mujumdar. Development of Drying Schedules for One-Side-Heating Drying of Refractory Concrete Slab Based on Finite Element Model. *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 79, № 6, 1996. – pp. 1649 – 1658.

6. *Mathematical modeling and numerical techniques in drying technology* / edited by Ian Turner, Arun S. Mujumdar. – New York: MARCEL DEKKER, 1997. – 663 p.

7. R.T. Tenchev, L.Y. Li, and J.A. Purkiss. Finite Element Analysis of Coupled Heat and Moisture Transfer in Concrete Subjected to Fire. – *Numerical Heat Transfer, Part A*, 39, 2001. – pp. 685 – 710.

8. Z. P. Bazant and W. Thonguthai. Pore Pressure and Drying of Concrete at High Temperature. *Proc. Am. Soc. Civ. Eng.* Vol. 104, № EM5, 1979. – pp. 1059 – 1079.

9. Процесс непрерывной разливки /Смирнов А.Н. и др. – Донецк: ДонНТУ, 2002. –536 с.

Рукопись поступила 26.05.2008 г.