

3. Промышленная эксплуатация газомазутных котлов, оборудованных горелочными устройствами для двухступенчатого сжигания топлива, показала, что котлы работают надежно в широком диапазоне изменения нагрузки. Опыт промышленной эксплуатации также подтвердил высокую эффективность сжигания топлива в котлах с новыми горелками, что привело к повышению КПД котельных агрегатов в среднем на 1,6...2,0 % в результате снижения коэффициента избытка воздуха и температуры уходящих газов.

4. Отложения на конвективных поверхностях нагрева котла относятся к слабослипающимся, что позволяет применить сухие способы очистки поверхностей нагрева.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Митор В. В. Теплообмен в топках паровых котлѳв. – М.: Машгиз, 1973. – 180 с.
2. Усмано в Б. Ш. Локальные тепловые потоки в топке газомазутного котла ТГМ-94 // Теплоэнергетика. – 1974. – № 10. – С. 8–13.
3. Зимо н А. Д. Адгезия пыли и порошков. – М.: Химия, 1967. – 431 с.
4. Жихар Г. И. Физико-химические процессы в газомазутных котлах. – Мн.: Тэхналогія, 2002. – 325 с.

Представлена кафедрой ТЭС

Поступила 16.02.2004

УДК 542.47:621.6

### **О РАСПРЕДЕЛЕНИИ ВЛАГОСОДЕРЖАНИЯ В КАПИЛЛЯРНО-ПОРИСТОМ ТЕЛЕ В НАЧАЛЬНОМ И ПЕРВОМ ПЕРИОДАХ СУШКИ**

**Докт. техн. наук, проф. ОСИПОВ С. Н., асп. БИЛЫК В. А.**

*Белорусский национальный технический университет,  
ГНУ «Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова» НАН Беларуси*

Теоретическое изучение процессов массообмена при сушке капиллярно-пористых тел началось еще в начале прошлого века [1, 2]. Однако первые решения, которые зачастую соответствовали экспериментальным результатам при большой скорости обдува образцов глин сушильным воздухом ( $v = 10...15$  м/с), были получены при решении уравнений второго закона Фика с граничными условиями первого рода, согласно которому концентрация влаги на поверхности с самого начала сушки принималась нулевой.

Дальнейшее развитие теория массообмена при сушке получила позже [3...6]. За последние 20 лет появились интересные работы [7...11], в которых ставится под сомнение основное влияние на массоперенос внутри капиллярно-пористых тел процессов обычной диффузии под действием перепада влагосодержания. Но во всех этих работах не уделялось должного

внимания вопросам массообмена в начальном периоде сушки, от которого зависят трещинообразование и коробление изделий, приводящие к браку, что нежелательно в условиях резко обострившейся конкуренции на рынке строительных материалов.

В конце прошлого века появились труды [12, 7], в которых в отличие от работ М. С. Белопольского [13] и А. В. Лыкова [14] через параметр относительной деформации при усадке глины увязаны системы уравнений напряженно-деформированного состояния формовочной массы при сушке с уравнениями теплообмена. При этом сделана попытка учета изменения коэффициента диффузии во времени в виде гиперболической зависимости в связи с обезвоживанием керамической массы, а также переменных реологических характеристик. Однако полученные уравнения могут быть решены только численно.

Ограниченное время (массообменный критерий Фурье  $Fo_m \leq 0,2 \dots 0,5$ ) образования трещин в начале процесса сушки, когда наблюдается существенная нестационарность температурно-влажностных полей, вынуждает искать приемлемое аналитическое решение при нагревании поверхности изделия и испарении влаги в соответствии с законом Дальтона в виде

$$j_\tau = j_m [1 - \exp(-\zeta_m \tau)], \quad (1)$$

где  $j_\tau$  – изменяющаяся во времени интенсивность испарения влаги,  $г/(см^2 \cdot с)$ ;  $\zeta_m$  – эмпирический коэффициент при показателе экспоненты, характеризующий скорость нарастания интенсивности сушки,  $с^{-1}$ ;  $\tau$  – время с начала сушки,  $с$ ;  $j_m$  – интенсивность сушки в первом периоде (примерно постоянная величина),  $г/(см^2 \cdot с)$ .

Общие решения уравнений теплообмена с учетом экспоненциального изменения интенсивности сушки для второго периода сушки мало подходят для начального периода [3, 6]. Даже для второго периода сушки В. В. Красников [6, с. 179] указывает только на некоторое качественное согласие расчетных значений с экспериментальными, особенно для полей влагосодержаний, отмечая при этом недостаточное количество экспериментальных данных. Расчет параметров периода прогрева (начального) рекомендуется проводить на основании эмпирических данных [6, с. 232]. Здесь же [6, с. 247] приводится численное значение  $\zeta_m = 1,695 \cdot 10^{-2} 1/с$ . При этом благодаря граничным условиям второго рода удается отказаться от использования коэффициента теплоотдачи, определение которого при сушке очень сложно.

В соответствии с (1) расход теплоты на испарение с единичной площади нагреваемой поверхности составит

$$S_\tau = S_0 [1 - \exp(-\zeta_m \tau)], \quad (2)$$

где  $S_0$  – величина теплового потока, воспринимаемого нагреваемой поверхностью (примерно постоянная величина),  $Вт/см^2$ .

Тогда задача может быть представлена в виде уравнения второго закона Фика с начальными и граничными условиями:

$$a_m \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{\partial u}{\partial \tau}; \quad (3)$$

$$u(x,0) = u_0; \quad -\lambda_m \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{x=h} = j_1 (1 - e^{-\zeta_m \tau}); \quad \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad (4)$$

где  $h$  – толщина плоской пластины, см;  $a_m$  – коэффициент диффузии вещества, см<sup>2</sup>/с;  $\lambda_m$  – коэффициент массопроводности, г/(см · с);  $j_1$  – постоянная интенсивность испарения влаги в первом периоде сушки, г/(см<sup>2</sup> · с);  $u_0$  – начальная влажность нагреваемой поверхности, % (кг/кг).

Известно много вариантов решения уравнения Фика и аналогичного по форме уравнения Фурье, но в такой постановке авторам не удалось найти готового аналитического решения [15].

При решении задачи в постановке (3), (4) был выбран метод интегрального косинус-преобразования Фурье, который применяется при решении задачи теплопроводности для пластины. Решение (3) после возвращения к оригиналу функции, некоторых преобразований [16, 1.443–3, 1.445–6] и ввода безразмерных параметров аналогично [15, задача № 22] и имеет вид для влажности, ее градиента и средней влажности соответственно:

$$u(x, \tau) = u_0 - \frac{j_1 h}{\lambda_m} \left( \text{Fo}_m - \frac{1}{\text{Pd}_m} - \frac{1}{6} + \frac{\eta^2}{2} + \frac{e^{-\text{Fo}_m \text{Pd}_m} \cos \left[ \sqrt{\text{Pd}_m} \eta \right]}{\sqrt{\text{Pd}_m} \sin \sqrt{\text{Pd}_m}} + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n \text{Pd}_m e^{-\text{Fo}_m \mu_n^2} \cos \mu_n \eta}{(\mu_n^2 - \text{Pd}_m) \mu_n^2} \right); \quad (5)$$

$$\frac{du(x, \tau)}{dx} = \frac{-j_1}{\lambda_m} \left( \eta - e^{-\text{Fo}_m \text{Pd}_m} \frac{\sin \left[ \sqrt{\text{Pd}_m} \eta \right]}{\text{Pd}_m \sin \sqrt{\text{Pd}_m}} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n \text{Pd}_m e^{-\text{Fo}_m \mu_n^2} \sin \mu_n \eta}{(\mu_n^2 - \text{Pd}_m) \mu_n} \right); \quad (6)$$

$$\bar{u}(x, \tau) = u_0 - \frac{j_1 h}{\lambda_m} \left( \text{Fo}_m - \frac{1}{\text{Pd}_m} (1 - e^{-\text{Fo}_m \text{Pd}_m}) \right), \quad (7)$$

где  $\text{Pd}_m = \zeta_m h^2 / a_m$  – критерий Предводителя;  $\eta = x/h$  – безразмерный параметр координаты  $x$ ;  $\mu_n = \pi n$  – характеристические числа;  $n$  – порядковый номер.

Для построения номограмм [15, задача № 22] приведенные выше итоговые формулы нуждаются в некотором преобразовании. В качестве преобразований следует отметить замену переменной  $\eta = 1 - \eta^*$  (ниже для простоты  $\eta^*$  обозначается как  $\eta$ ), которая была выполнена в (5)...(7). В качестве примера приводим соответственно формулы параметра средней влажности, для быстрого определения которого на рис. 1 построена номограмма, и параметра градиента влажности, для быстрого определения которого на рис. 2 приведена номограмма. Аналитические выражения для параметров имеют следующий вид:

$$\bar{\Theta}_m = \text{Fo}_m - \frac{1}{\text{Pd}_m} (1 - e^{-\text{Fo}_m \text{Pd}_m}); \quad (8)$$

$$\Theta_m = \text{Fo}_m - \frac{1}{\text{Pd}_m} + \frac{1}{3} - \eta + \frac{\eta^2}{2} + e^{-\text{Fo}_m \text{Pd}_m} \frac{\cos \left[ \sqrt{\text{Pd}_m} (1 - \eta) \right]}{\sqrt{\text{Pd}_m} \sin \sqrt{\text{Pd}_m}} +$$

$$+ 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n Pd_m e^{-Fo_m \mu_n^2} \cos \mu_n (1 - \eta)}{(\mu_n^2 - Pd_m) \mu_n^2}; \quad (9)$$

$$G_m = 1 - \eta - e^{-Fo_m Pd_m} \frac{\sin \sqrt{Pd_m} (1 - \eta)}{\sin \sqrt{Pd_m}} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n Pd_m e^{-Fo_m \mu_n^2} \sin \mu_n (1 - \eta)}{(\mu_n^2 - Pd_m) \mu_n} \quad (10)$$

где  $\Theta_m$  – параметр влажности;  $\bar{\Theta}_m$  – параметр средней влажности;  $G_m$  – параметр градиента влажности.

Влажность, ее градиент и среднюю влажность нагреваемой пластины можно определить соответственно по формулам:

$$u(x, \tau) = u_0 - \frac{j_1 h}{\lambda_m} \Theta_m; \quad \frac{du(x, \tau)}{dx} = \frac{j_1}{\lambda_m} G_m; \quad \bar{u}(x, \tau) = u_0 - \frac{j_1 h}{\lambda_m} \bar{\Theta}_m. \quad (11)$$

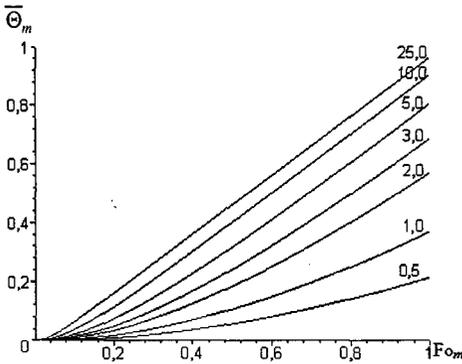


Рис. 1. Зависимость величины параметра средней влажности  $\bar{\Theta}_m$  от  $Fo_m$  при значениях  $Pd_m = 0,5; 1,0; 2,0; 3,0; 5,0; 10,0; 25,0$

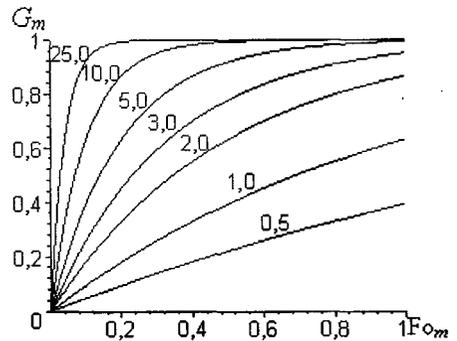


Рис. 2. Зависимость величины параметра градиента влажности  $G_m$  при  $\eta = 0$  от значений  $Fo_m$  при  $Pd_m = 0,5; 1,0; 2,0; 3,0; 5,0; 10,0; 25,0$

Для проверки полученного аналитического решения использованы некоторые результаты экспериментов с плоскими образцами из спондиловой глины [17].

Первые расчеты влажности в поперечном сечении пластины из спондиловой глины показали (рис. 3, 4, I) неудовлетворительное совпадение с экспериментом (точки на рисунках) вблизи от нагреваемой поверхности, что указало на необходимость учета изменения величины  $a_m$  в связи с прогревом глинистой массы. Как свидетельствуют опыты Я. М. Миниовича [3],  $a_m$  при влагосодержании больше максимального сорбционного зависит только от температуры в соответствии с зависимостью

$$a_m = (T/290)^{14} 10^{-3} \rho_0^{-1} \text{ при } a_m [\text{м}^2/\text{ч}] \text{ и } \rho_0 [\text{кг}/\text{м}^3], \quad (12)$$

где  $\rho_0$  – плотность среды,  $\text{кг}/\text{м}^3$ ;  $T$  – температура, К.

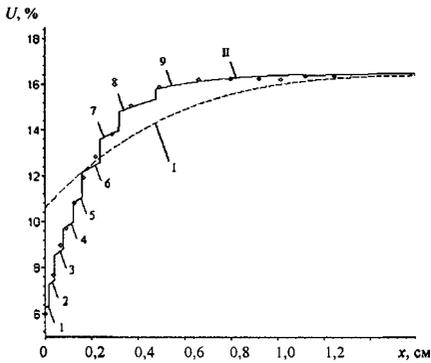


Рис. 3. Изменение влажности в пластине ( $h = 1,6$  см) при  $j_1 = 0,55 \cdot 10^{-4}$  г/(см<sup>2</sup> · с): I – расчетное ( $\zeta_m = 0,01$  с<sup>-1</sup>) при постоянном  $a_m = 0,22 \cdot 10^{-3}$  см<sup>2</sup>/с; II – расчетное ( $\zeta_m = 0,001$  с<sup>-1</sup>) при переменном  $a_m$  соответственно: 1 –  $2 \cdot 10^{-3}$ ; 2 –  $1,7 \cdot 10^{-3}$ ; 3 –  $1,3 \cdot 10^{-3}$ ; 4 –  $1,1 \cdot 10^{-3}$ ; 5 –  $0,9 \cdot 10^{-3}$ ; 6 –  $0,6 \cdot 10^{-3}$ ; 7 –  $0,4 \cdot 10^{-3}$ ; 8 –  $0,3 \cdot 10^{-3}$ ; 9 –  $0,22 \cdot 10^{-3}$  см<sup>2</sup>/с

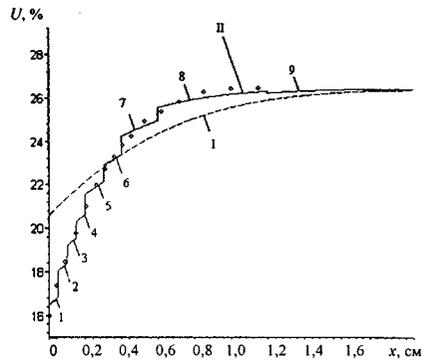


Рис. 4. Изменение влажности в пластине ( $h = 2$  см) при  $j_1 = 0,445 \cdot 10^{-4}$  г/(см<sup>2</sup> · с): I – расчетное ( $\zeta_m = 0,01$  с<sup>-1</sup>) при постоянном  $a_m = 0,22 \cdot 10^{-3}$  см<sup>2</sup>/с; II – расчетное ( $\zeta_m = 0,001$  с<sup>-1</sup>) при переменном  $a_m$  соответственно: 1 –  $1,3 \cdot 10^{-3}$ ; 2 –  $1,1 \cdot 10^{-3}$ ; 3 –  $0,9 \cdot 10^{-3}$ ; 4 –  $0,7 \cdot 10^{-3}$ ; 5 –  $0,5 \cdot 10^{-3}$ ; 6 –  $0,4 \cdot 10^{-3}$ ; 7 –  $0,3 \cdot 10^{-3}$ ; 8 –  $0,22 \cdot 10^{-3}$ ; 9 –  $0,22 \cdot 10^{-3}$  см<sup>2</sup>/с

При учете влияния температуры на  $a_m$  по зависимости  $a_m = f(t)$  [17, с. 23] с использованием кусочно-линейной аппроксимации получено хорошее совпадение расчетных значений с результатами экспериментов. Аналитическое решение подобной задачи для граничных условий первого рода при гиперболическом и экспоненциальном изменениях  $a_m$  изложено ранее [18, 19].

## ВЫВОДЫ

Полученное аналитическое решение позволяет при дискретном учете изменения  $a_m$  в соответствии с прогревом формовочной массы определить распределение влажности в поперечном сечении пластины.

При известном предельно допустимом перепаде влажности по условию трещинообразования представляется возможным выбрать режим сушки, обеспечивающий получение качественного кирпича-сырца.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Ш е р в у д Т. Сушка твердых тел. – М.: Гослесиздат, 1935. – 64 с.
2. Л у р ь е М. Ю. Сушильное дело. – М.; Л.: Гос. объединен. науч.-техн. изд-во, 1933, 1938. – 384 с.
3. Л ы к о в А. В. Теория теплопроводности. – М.: Высш. шк., 1967. – 600 с.
4. Л е б е д е в П. Д. Сушка инфракрасными лучами. – М.; Л.: Госэнергоиздат, 1955. – 232 с.
5. К р и ш е р О. Научные основы техники сушки. – М.: Изд-во иностранной лит-ры, 1961. – 540 с.
6. К р а с н и к о в В. В. Кондуктивная сушка. – М.: Энергия, 1973. – 288 с.
7. П и е в с к и й И. М. и др. Сушка керамических стройматериалов пластического формования. – Киев: Наукова думка, 1985. – 142 с.
8. Г р и н ч и к Н. Н., К у ц П. С. // ИФЖ. – 1985. – Т. 49. – № 13. – С. 110–116.
9. Г р и н ч и к Н. Н. Процессы переноса в пористых средах, электролитах и мембранах. – Мн.: ИТМО НАН РБ, 1991. – 258 с.

10. Акулич П. В., Гринчик Н. Н. // ИФЖ. – 1998. – Т. 71. – № 2. – С. 225–232.
11. К проблеме неизотермического массопереноса в пористых средах / Н. Н. Гринчик, П. В. Акулич, П. С. Куц, Н. В. Павлюкевич, В. И. Терехов // ИФЖ. – 2003. – Т. 76. – № 6. – С. 129–141.
12. Степанова А. И. Расчет поверхностных напряжений керамической пластины в процессе сушки / Пром. теплотехника. – 1982. – № 2. – С. 54–59.
13. Белопольский М. С. Механизм и критерии трещинообразования керамических изделий пластического формования при сушке // Труды НИИ стройкерамики. – М.: Госстройиздат, 1961. – Вып. 18. – С. 3–23.
14. Лыков А. В. Теория сушки. – М.: Энергия, 1968. – 472 с.
15. Пехович А. И., Жидких В. М. Расчеты теплового режима твердых тел. – Л.: Энергия, 1976. – 352 с.
16. Градштейн И. С., Рыжик И. М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. – М.: Наука, 1971. – 1108 с.
17. Чижский А. Ф. Сушка керамических материалов и изделий. – М.: Изд-во лит. по строительству, 1971. – 176 с.
18. Осипов С. Н., Пясецкий Б. П. О движении газа вблизи обнаженной поверхности угольного пласта при его переменной газопроницаемости // Механика жидкости и газа. – 1966. – № 3. – С. 138–144.
19. Осипов С. Н. О распределении газового давления в угольных пластах, выходящих на земную поверхность и заключенных в газонепроницаемых породах // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – Новосибирск: Наука, 1970. – № 1. – С. 22–29.

Представлена кафедрой  
теплогазоснабжения и вентиляции

Поступила 26.04.2004

УДК 621.438

## **ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКЦИИ ВНЕШНЕГО ОБВОДА РАБОЧЕГО КОЛЕСА НА ХАРАКТЕРИСТИКИ БЕЗБАНДАЖНОЙ ТУРБИННОЙ СТУПЕНИ**

Канд. пед. наук **НИКОЛАЕВА Т. А.**

*Брянский государственный технический университет*

Течение рабочего тела у периферии необандажной турбинной ступени сопровождается сложными физическими явлениями и имеет трехмерный характер. Являясь источником высоких потерь энергии, периферийная область таких ступеней обладает резервом повышения экономичности турбинных отсеков.

В ступенях со свободной вершиной рабочих лопаток (РЛ) в периферийной области различают основной межлопаточный, периферийный и щелевой потоки. Термином «щелевой» назван поток, заключенный между торцевой поверхностью лопаток и наружным обводом, а под «периферийным» следует понимать поток в зоне радиального зазора между основным межлопаточным потоком и поверхностью периферийного обвода ступени, движущийся под углом, близким к  $\alpha''$ .