

Министерство высшего и среднего  
специального образования БССР  
Белорусский ордена Трудового Красного Знамени  
политехнический институт

# НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ  
СБОРНИК

ВЫПУСК 13

Минск  
"Вышэйшая школа"  
1986

Главный редактор  
А.В.Кочетков, кандидат технических наук, доцент

Редакционный совет:

А.Д. Качан, В.И. Тимошпольский, В.М. Бладыко, В.С. Ермаков, Л.Н. Колыхан,  
А.М. Леонков, Ю.А. Малевич, Е.Г. Мигуцкий, Л.В. Ничипорович, В.И. Новаш,  
Г.Е. Поспелов, В.С. Северянин, Б.И. Фираго, Г.Н. Хартанович, Б.В. Яковлев

Рассматриваются актуальные вопросы теплофизики, промышленной теплоэнергетики, а также рационального использования электроприводов постоянного и переменного тока, автоматизации технологических процессов и установок.

Содержит статьи, в которых освещены вопросы расчета установок, нашедших применение в металлургических и химических производствах, оптимизации распределения электрической и тепловой энергии; часть работ посвящена цифровой и аналоговой схемотехнике.

Предназначен для работников проектных институтов и промышленных предприятий, преподавателей и аспирантов вузов энергетических специальностей.

Н 2301000000–139 147–86  
М304 (05) – 86

В.И.ТИМОШПОЛЬСКИЙ, канд.техн.наук,  
И.А.ТРУСОВА, Д.Г.СЕДЯКО, В.А.ТЕМКИН (БПИ)

## АНАЛИЗ И ОБОБЩЕНИЕ НЕКОТОРЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ НАГРЕВА МАССИВНЫХ ТЕЛ ИЗЛУЧЕНИЕМ

Настоящая работа является продолжением дискуссии о целесообразности использования приближенных аналитических методов в расчетах нагрева металла. В работе [1] выделены вопросы использования в инженерной практике методов Г.П.Бойкова, И.Д.Семикина, В.Н.Соколова и некоторых других. Рассмотрен диапазон, в котором, по мнению авторов [1], достигается надежность и достоверность отмеченных публикаций и конкурентоспособность при сопоставлении с расчетами, выполненными на ЭЦВМ. Известны и другие публикации [2, 3], которые, однако, не избавили расчетчиков от известных трудностей. В частности, второе приближение Ю.С.Постольника [2] в зоне больших критериев Старка ( $Sk > 2$ ) становится невозможным для практического применения.

Поэтому методы решения нелинейных краевых задач теории нагрева необходимо совершенствовать и модернизировать.

В качестве примера рассмотрим нагрев излучением пластины ( $m = 0$ ), цилиндра ( $m = 1$ ), шара ( $m = 2$ ). При этом  $\lambda = \lambda(T)$ ;  $C = C(T)$ .

Температурное поле моделируется в виде следующей системы дифференциальных уравнений:

$$(1 + \epsilon_c) \frac{\partial \theta}{\partial \tau} = \frac{1}{\xi^m} \frac{\partial}{\partial \xi} \left[ \xi^m (1 + \epsilon_\lambda \theta) \frac{\partial \theta}{\partial \xi} \right];$$

$$(1 + \epsilon_\lambda \theta) \frac{\partial \theta}{\partial \xi} \Big|_{\xi=0} = 0; \quad (1 + \epsilon_\lambda \theta) \frac{\partial \theta}{\partial \xi} \Big|_{\xi=1} = Sk (1 - \theta_{\text{п}}^4);$$

$$\tau = Fo = 0; \quad \theta(\xi; 0) = \theta_0 = \text{const},$$

где  $\tau = Fo = a_0 t/R^2$  — число Фурье;  $Sk = \sigma_B / \lambda T_c^3 R$  — число Старка;  $Bi = aR/\lambda$  — число Био;  $\theta_0 = T_0/T_c$ ;  $\theta(\xi; T) = T(x; t)/T_c$  — значения безразмерных температур;  $\xi = x/X$  — относительная координата.

Теплофизические свойства стали аппроксимированы следующими линейными зависимостями:

$$\epsilon_\lambda = \pm \delta_\lambda / \lambda (T_c - T_0); \quad \epsilon_c = \pm \delta_c / C_v (T_c - T_0).$$

Для реализации исходной краевой задачи использован метод эквивалентных источников [2] с применением схемы теплового пограничного слоя [4]. Необходимо отметить, что в настоящем исследовании рассматрива-

ются новые аналитические решения для нагрева массивных тел, сочетающие простоту арифметических процедур и предполагающие применение ЭЦВМ.

Рассмотрим решение для инерционного и регулярного этапов распространения тепла.

Инерционный этап ( $0 \leq \tau \leq \tau_0$ ;  $0 \leq \xi \leq \beta(\tau)$ ).

$$\left. \begin{aligned} \tau_0 = Fo_0 &= \frac{1}{6(m+1)} \cdot \frac{1 + \epsilon_c \theta_0}{1 + \epsilon_\lambda \theta_0}, \quad Sk \geq 1 \\ \tau_0 = Fo_0 &= \frac{Sk^2}{6(m+1)} \cdot \frac{1 + \epsilon_c \theta_0}{1 + \epsilon_\lambda \theta_0}, \quad 0 < Sk < 1 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\theta_{\Pi}^0 = \theta_0 + \frac{Sk(1 - U_0^4)}{2(1 + \epsilon_\lambda U_0)}, \quad (2)$$

где

$$U_0 = \frac{\theta_0(1 + \epsilon_\lambda \theta_0) + \frac{Sk}{2}}{1 + \epsilon_\lambda \theta_0}.$$

Регулярный этап нагрева ( $\tau_0 \leq \tau < \infty$ ;  $\beta(\tau) < \xi < 1$ ).

Температура в любой точке сечения тела в момент начала регулярного этапа

$$\theta_\xi^0 = \theta_{\Pi}^0 - k \frac{Sk(1 - \theta_{\Pi}^4)}{(1 + \epsilon_\lambda \theta_{\Pi}^0)} (1 - \xi^2), \quad k = 1/2. \quad (3)$$

Температура поверхности

$$\theta_{\Pi,i} = \theta_{\Pi,i-1} + \frac{3(m+1)(Fo_i - Fo_{i-1})Sk(1 - \theta_{\Pi,i-1}^4)(1 + \epsilon_\lambda \theta_{\Pi,i-1})}{(1 + \epsilon_c \theta_{\Pi,i-1})[3(1 + \epsilon_\lambda \theta_{\Pi,i-1}) + 4Sk\theta_{\Pi,i-1}^3]}. \quad (4)$$

Возможность применения выражений (1)–(4) в тепловых расчетах проиллюстрируем следующим допущением.

Полагаем  $\epsilon_\lambda = \epsilon_c = 0$ . Приходим к расчетным выражениям. Инерционный этап

$$\left. \begin{aligned} Fo_0 &= Sk^2/[6(m+1)], \quad Sk < 1; \\ Fo_0 &= 1/[6(m+1)], \quad Sk \geq 1; \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\theta_{\Pi}^0 = \theta_0 + \frac{Sk(1 - U_0^4)}{2}, \quad (6)$$

где  $U_0 = \theta_0 + Sk/2$ .

Регулярный этап

$$\left. \begin{aligned} \theta_{\Pi,i} - \theta_{\Pi,i-1} &+ \frac{Sk(1 - \theta_{\Pi,i-1}^4)3(m+1)(Fo_i - Fo_{i-1})}{3 + 4Sk\theta_{\Pi,i-1}^3}; \\ \theta_\xi^0 &= \theta_{\Pi,i} - k[Sk(1 - \theta_{\Pi,i-1}^4)](1 - \xi^2). \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

В качестве примерного расчета рассмотрим нагрев неограниченного цилиндра со следующими исходными данными:  $\theta_0 = 0,15$ ;  $Sk = 0,25$ ;  $\Delta Fo = 0,1$ ;  $\xi = 0$ ;  $1,0$ . Сопоставим вычисленные по (5)–(7) значения с результатами численного интегрирования опорной задачи на ЭЦВМ, полученными Ю.А.Самойловичем [1] (табл. 1). Здесь очевидно вполне удовлетворительное согласование табличных значений. Своего максимального расхождения приведенные результаты достигают в интервале времени  $1,1 \leq Fo \leq 1,6$ , не превышая фактически максимального расхождения  $3 - 3,5 \%$ .

В работе [1] отмечается, что аналитическое решение может вполне конкурировать с численным, если расхождение между расчетными показателями не превышает  $3-4 \%$ . Таким образом, приведенный в (1)–(4) численно-аналитический алгоритм, отличаясь простотой итоговых формул и удовлетворительным согласованием с численным интегрированием, может быть рекомендован для инженерных теплотехнических расчетов массивных тел, нагреваемых и охлаждаемых в металлургических печах.

В заключение можно сделать ряд выводов.

Дискуссия о создании рационального метода расчета внутреннего теплопоглощения в массивных телах при радиационном нагреве (охлаждении), начатая в [1] и развитая другими исследователями, не может считаться исчерпанной.

Получены новые, удобные для выполнения оперативных расчетов формулы для нагрева массивных тел излучением с учетом линейной аппроксимации теплофизических свойств материала.

Таблица 1

Значения относительной температуры в точках сечения  
 $\xi = 0$ ;  $1,0$  неограниченного цилиндра при  $Sk = 0,25$ ;  $\theta_0 = 0,15$

Fo	Температура центра ( $\xi = 0$ )		Абсолютная погрешность ( $\Delta\theta \cdot 100 \%$ )	Температура поверхности ( $\xi = 1$ )		Абсолютная погрешность ( $\Delta\theta \cdot 100 \%$ )
	(5)–(7)	[1]		(5)–(7)	[1]	
0,2	0,1937	0,1922	0,15	0,3175	0,3114	0,60
0,3	0,2394	0,2390	0,04	0,3622	0,3621	0,01
0,4	0,2845	0,2881	0,36	0,4061	0,4111	0,50
0,5	0,3290	0,3373	0,83	0,4489	0,4588	0,99
0,6	0,3729	0,3860	1,31	0,4907	0,5053	1,46
0,7	0,4161	0,4338	1,77	0,5311	0,5502	1,91
0,8	0,4585	0,4806	2,20	0,5702	0,5932	2,30
0,9	0,4999	0,5258	2,59	0,6078	0,6341	2,63
1,0	0,5402	0,5693	2,91	0,6437	0,6726	2,78
1,1	0,5792	0,6109	3,17	0,6778	0,7086	2,89
1,2	0,6167	0,6503	3,36	0,7100	0,7418	3,18
1,3	0,6527	0,6827	3,45	0,7401	0,7723	3,22
1,4	0,6867	0,7216	3,49	0,7682	0,8000	3,18
1,5	0,7189	0,7533	3,24	0,7942	0,8249	3,07
1,6	0,7489	0,7823	3,34	0,8180	0,8473	2,93
1,7	0,7768	0,8086	3,18	0,8397	0,8672	2,75
1,8	0,8025	0,8324	2,99	0,8593	0,8847	2,54
1,9	0,8259	0,8536	2,77	0,8770	0,9002	2,32
2,0	0,8472	0,8726	2,54	0,8928	0,9138	2,10

Сопоставление расчетов, выполненных при  $\epsilon_\lambda = \epsilon_c = 0$ , с численным решением исходной задачи на ЭЦВМ показало надежность разработанного алгоритма: максимальное расхождение результатов не превышает 3–3,5 %.

Вследствие расчленения процесса нагрева на два этапа необходимы дальнейшие исследования температур во времени в инерционном этапе (как правило  $0 \leq Fo \leq 0,2$ ) с целью установления максимальных температурных градиентов.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кавадеров А.В., Самойлович Ю.А. О расчетах нагрева массивных тел излучением // Горение, теплообмен и процессы нагрева металла: Сб. науч. тр. Свердловск, 1963. – № 10. – С. 14–50.
2. Постольник Ю.С. К вопросу о функции распределения температуры по сечению тел, нагреваемых излучением // Изв. вузов. Черная металлургия.–1968. – № 6. – С. 160–164.
3. Саломатов В.В. Методы расчета нелинейных процессов теплового переноса. – Томск, 1976. – 245 с.
4. Лыков А.В. Методы решения нелинейных уравнений нестационарной теплопроводности//Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1970. – № 5. – С. 109–150.

УДК 66.096.5

А.П.НЕСЕНЧУК, канд.техн.наук  
(БПИ)

### ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ АДСОРБЦИОННОЙ СИСТЕМЫ С ТЕРМОПСЕВДООЖИЖЕННЫМ СЛОЕМ СОРБЕНТА

Адсорбционные процессы нашли широкое применение в современных технологиях различных производств. На машиностроительных заводах такие процессы используются при получении технологических атмосфер и диоксида углерода в результате разделения компонентов продуктов сгорания органического топлива. Существующие способы такого разделения, основанные на использовании традиционного жидкого сорбента, достаточно энергоемки из-за несовершенства стадии регенерации ряда свойств сорбента (табл. 1).

Даже поверхностный анализ указывает на значительные возможности совершенствования этих технологий и снижения энергозатрат отдельных процессов.

Т а б л и ц а 1

Сравнительная характеристика сорбентов, используемых  
в промышленности

Свойства сорбента	Абсорбент МЭА	Адсорбент СаА
Сорбционная способность, кг/кг	0,05	0,25
Теплота сорбции, кДж/кг	2300	1000
Теплоемкость, кДж/кгК	3,8	0,9
Температура десорбции, К	390–403	473–573

Выполненные исследования [1—4] выделились в 1975 г. в научное направление, связанное с разработкой принципиально нового способа регенерации синтетических сорбентов, которое сегодня успешно развивается в рамках республиканского и отраслевого планов НИР Министерства тракторного и сельскохозяйственного машиностроения СССР.

Было предложено в адсорбционной системе использовать более перспективный сорбент СаА (табл. 1) и заменить неподвижный плотный слой гравитационным термпсевдооживленным. Такая замена позволила сделать процесс непрерывным и легко управляемым, а также получить чистый целевой продукт. Замена сорбента и использование его псевдооживленного состояния способствовали сокращению энергозатрат на 30 %. Применение же в качестве исходного сырья бросовых продуктов сгорания огнетехнических установок позволяет организовать малоотходную технологию.

В системе, где псевдооживляющим агентом является сорбат, который получается при тепловой регенерации сорбента, твердая частица СаА, находящаяся вблизи обогреваемой поверхности, подвергается тепловому воздействию. Данное явление протекает благодаря непосредственному контакту потока сорбента с лучеиспускающей поверхностью и движущемуся потоку нагретого газа, что в итоге приводит к неравномерному нагреву частиц. В работах [1, 2] показано, что неравномерно нагретая частица сорбента получает механический импульс в направлении, противоположном температурному градиенту.

Для сферической частицы было получено:

$$F_c = 2\pi \frac{\lambda^2 \Delta T_0}{\epsilon^2 \rho''} (1 - \rho''/\rho') r \text{ grad } T ;$$

$$X = \frac{U_0 - \chi_2 (X_0 - a_0 \tau_c^2)}{x_1 - x_2} \exp \chi_1 \tau -$$

$$- \frac{U_0 - \chi_1 (X_0 - a_0 \tau_c^2)}{x_1 - x_2} \exp \chi_2 \tau + a_0 \tau_c^2 ;$$

$$U_X = \frac{x_1}{x_1 - x_2} [U_0 - \chi_2 (X_0 - a_0 \tau_c^2)] \exp \chi_1 \tau -$$

$$- \frac{x_2}{x_1 - x_2} [U_0 - \chi_1 (X_0 - a_0 \tau_c^2)] \exp \chi_2 \tau ,$$

где  $F_c$  — сила сорбофореза, впервые введенная и описанная в работе [3].

После удара о стенку частица десорбирует до момента возникновения адсорбционного равновесия, причем основная масса сорбента выделяет сорбат вблизи нагретой поверхности. Газовыделение с частицы и сила сорбофореза, направленная от поверхности, нарушают однородность псевдооживления и вызывают образование газовой прослойки (рис. 1). Эта прослойка изучена впервые при рентгеновском фотографировании псевдооживленного слоя сорбента в процессе его нагревания.

Наличие газовой прослойки наделяет аппарат с термпсевдооживленным слоем индивидуальными свойствами: частица, получившая от стенки тепловой импульс, десорбирует газ и под действием силы сорбофореза пролетает через газовую прослойку. Температура частицы вследствие десорбции при этом реч

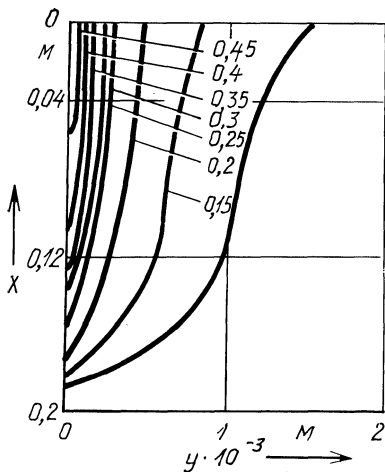


Рис. 1. Форма газовой прослойки в системе с вертикальным пучком цилиндрических труб при  $a_0 = 10\%$ ;  $T_0 = 293\text{ K}$ ;  $G = 8,3\text{ кг/м}^2\text{с}$ ;  $Q = 100\text{ кВт/м}^2$ .

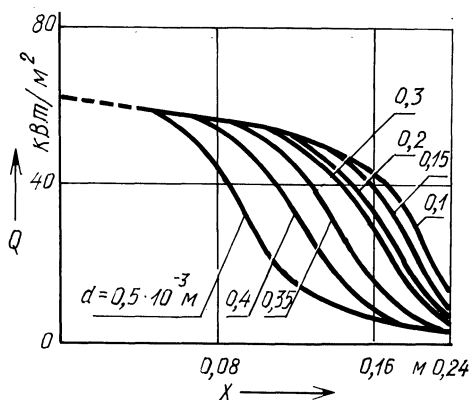


Рис. 2. Зависимости части теплового потока от стенки, восполняющей теплоту десорбции (не идущей на нагрев частиц), от глубины аппарата и диаметра частиц при  $a_0 = 10\%$ ;  $T_0 = 293\text{ K}$ ;  $G = 8,3\text{ кг/м}^2\text{с}$ ;  $Q = 100\text{ кВт/м}^2$ .

ко падает, и на границе газовой прослойки с зоной псевдооживления твердая фаза отдает остаток избыточного тепла, сталкиваясь с холодными частицами. Затем она проходит зону псевдооживления и попадает в зону плотной упаковки сорбента. В итоге нагрев слоя невелик, так как основной перепад температур приходится на газовую прослойку. При этом фронт прогрева потока не распространяется на большую глубину. Расчетный выигрыш по энергозатратам за счет этого иллюстрируется на рис. 2, где видно, что при нагрузке  $100\text{ кВт/м}^2$  на компенсацию теплоты десорбции идет от  $60\%$  в верхних сечениях аппарата до  $10\text{--}20\%$  в нижнем. С увеличением диаметра частиц псевдооживление слоя угасает. Полезное потребление тепла (площадка под кривыми рис. 2) снижается.

На выходе из слоя частица может иметь температуру ниже равновесной для остаточной степени адсорбции. Этим обусловлена экономия энергоресурсов на регенерацию цеолита.

Значение газовой прослойки находится из [5]

$$\delta = \text{const} \frac{Q\bar{a}(\bar{\epsilon} - 0,5)}{d/2}$$

Дальнейшие работы проводились с целью создания методики расчета аппаратов с термопсевдооживленным слоем синтетического сорбента. Для этого на основе теоретических исследований [6, 7] были разработаны математические модели сорбционной системы с термопсевдооживленным слоем, в которых в качестве греющей поверхности использованы трубчатые пучки.

Для пучков с плоскими вертикальными трубчатыми нагревателями в замкнутой области получено ( $0 \leq X \leq X_0$  и  $0 \leq Y \leq Y_0$ ):

$$-\rho_{\Gamma} \frac{\partial w_{\Gamma}}{\partial X} = \frac{\partial}{\partial Y} \rho_{\Gamma} D_{\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial Y} - G \frac{\partial a}{\partial X};$$



$$G \frac{\partial a}{\partial X} = \frac{\partial}{\partial y} \rho_{\Gamma} (1 - \epsilon) D_a \frac{\partial a}{\partial y} - I(1 - \epsilon) \rho_{\Gamma} [a - a_0(\Gamma)];$$

$$G (c_{\Gamma} + ac_{\Gamma}) \frac{\partial T}{\partial X} = \frac{\partial}{\partial y} (c_{\Gamma} + ac_{\Gamma}) \rho_{\Gamma} D_{\Gamma} (1 - \epsilon) \frac{\partial T}{\partial y} + GH(\Gamma) \frac{\partial a}{\partial X};$$

$$D_{\epsilon} = D_a = \begin{cases} \text{const} \approx 0 & \text{при } \epsilon < 0,5; \\ 0,013(w - w_0)X_0 \left( \frac{\sqrt{\frac{4I_0 Z_0}{\pi}}}{X} \right)^{0,5} \left( \frac{(w - w_0)^2}{gX} \right)^{-0,15} & \text{при } \epsilon \geq 0,5; \end{cases}$$

$$D_{\Gamma} = \begin{cases} \frac{\lambda_{\Gamma}}{(c_{\Gamma} + ac_{\Gamma})(1 - \epsilon)\rho_{\Gamma}} & \text{при } y < \frac{cQa(\epsilon - 0,5)}{d}; \\ 0,013(w - w_0)X_0 \left( \frac{\sqrt{\frac{4I_0 Z_0}{\pi}}}{X} \right)^{0,15} \left( \frac{(w - w_0)^2}{gX} \right)^{-0,15} & \text{при } y \geq \frac{cQa(\epsilon - 0,5)}{d} \text{ и } \epsilon \geq 0,5; \\ 0,94 \frac{1 + 0,807 \cdot 10^{-2}(\Gamma - 273)}{(c_{\Gamma} + ac_{\Gamma})(1 - \epsilon)\rho_{\Gamma}} \lg \frac{0,74 - 0,31(1 - \epsilon_0)}{0,74 - (1 - \epsilon_0)} & \text{при } \epsilon < 0,5; \end{cases}$$

$$a|_{X=0} = a_0; \quad T|_{X=0} = T_0; \quad \epsilon|_{X=X_0} = 0,4;$$

$$\frac{\partial a}{\partial y} |_{y=y_0} = \frac{\partial T}{\partial y} |_{y=y_0} = \frac{\partial \epsilon}{\partial y} |_{y=y_0} = 0;$$

$$T|_{y=0} = T_{\text{ст}}(X);$$

$$(c_{\Gamma} + ac_{\Gamma}) \rho_{\Gamma} (1 - \epsilon) D_{\Gamma} \frac{\partial T}{\partial y} = -Q(X).$$

Для вертикальных пучков с цилиндрическими трубами в замкнутой области  $0 \leq X \leq X_0$  и  $r_0 \leq r \leq R_0$ :

$$\rho_{\Gamma} w_{\Gamma} \frac{\partial \epsilon}{\partial X} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho_{\Gamma} \epsilon D \frac{\partial \epsilon}{\partial r}) - G \frac{\partial a}{\partial X};$$

$$G \frac{\partial a}{\partial X} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r \rho_{\Gamma} (1 - \epsilon) D \frac{\partial a}{\partial r}] + I[a - a(\Gamma)] \rho_{\Gamma} (1 - \epsilon);$$

$$(c_{\Gamma} + ac_{\Gamma}) G \frac{\partial T}{\partial X} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r \rho_{\Gamma} (1 - \epsilon)(c_{\Gamma} + ac_{\Gamma})] D \frac{\partial T}{\partial r} + HG \frac{\partial a}{\partial X};$$

$$D = \begin{cases} 0,013(w - w_0)X_0 \left( \sqrt{\frac{4I_0 Z_0}{\pi}} \frac{X}{X} \right)^{0,5} \left( \frac{(w - w_0)^2}{gX} \right)^{-0,15} & \text{при } \epsilon \geq 0,5; \\ 0,94 \frac{1 + 0,807 \cdot 10^{-2} (\Gamma - 273)}{(c_T + ac_\Gamma)(1 - \epsilon)\rho_T} \lg \frac{0,74 - 0,31(1 - \epsilon_0)}{0,74 - (1 - \epsilon_0)} & \text{при } \epsilon < 0,5; \end{cases}$$

$$\Gamma|_{X=0} = T_0; \quad a|_{X=0} = a_0; \quad \epsilon|_{X=X_0} = \epsilon_0;$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_0} = \frac{\partial \epsilon}{\partial r} \Big|_{r=R_0} = \frac{\partial a}{\partial r} \Big|_{r=R_0} = \frac{\partial \epsilon}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = \frac{\partial a}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = 0;$$

$$\rho_T (1 - \epsilon)(c_T + ac_\Gamma) D \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = Q.$$

Для горизонтальных пучков с цилиндрическими трубами в области  $0 \leq U \leq U_0$  и  $0 \leq V \leq V_0$ :

$$-\rho_\Gamma \frac{w_{\Gamma u}}{g_{11}} \frac{\partial \epsilon}{\partial U} = \frac{1}{g_{11} g_{22}} \frac{\partial}{\partial V} \frac{g_{11} g_{22}}{g_{22} g_{22}} \rho_\Gamma D_\epsilon \frac{\partial \epsilon}{\partial V} - \frac{G_u}{g_{11}} \frac{\partial a}{\partial U};$$

$$\frac{G_u}{g_{11}} \frac{\partial a}{\partial U} = \frac{1}{g_{11} g_{22}} \frac{\partial}{\partial V} \frac{\partial_{11} \partial_{22}}{g_{22} g_{22}} \rho_T (1 - \epsilon) D_a \frac{\partial a}{\partial V} -$$

$$-I[a - a(\Gamma)] \rho_\Gamma (1 - \epsilon);$$

$$\frac{(c_T + ac_\Gamma) G_u}{g_{11}} \frac{\partial T}{\partial U} = \frac{1}{g_{11} g_{22}} \frac{\partial}{\partial V} \frac{g_{11} g_{22}}{g_{22} g_{22}} \rho_\Gamma (1 - \epsilon)(c_T + ac_\Gamma) D_T \frac{\partial T}{\partial V} +$$

$$+ \frac{HG_u}{g_{11}} \frac{\partial a}{\partial U};$$

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial V} \Big|_{V=0} = \frac{\partial \epsilon}{\partial V} \Big|_{V=V_0} = 0; \quad \frac{\partial a}{\partial V} \Big|_{V=0} = \frac{\partial a}{\partial V} \Big|_{V=V_0} = 0;$$

$$\Gamma|_{V=0} = T_{ст};$$

$$\frac{1}{g_{22}} \rho_T (1 - \epsilon)(c_T + ac_\Gamma) D_T \frac{\partial T}{\partial V} \Big|_{V=0} = 0.$$

На основании результатов численного анализа сделан расчет среднеинтегральной порозности  $\bar{\epsilon}$  в сечении на входе цеолита в аппарат. Аппроксимация значений, характеризующих систему в виде полинома, позволила производить оценку параметров, отвечающих началу псевдооживления ( $\bar{\epsilon} \geq \epsilon_{кр}$ , где  $\epsilon_{кр} = 0,5$ ).

Для аппаратов с вертикальным пучком плоских нагревателей

$$\bar{\epsilon} = 0,0927 - 0,267 \cdot 10^3 d + 2,67a + 0,0626G + 0,99 \cdot 10^{-5} Q -$$

$$\begin{aligned}
& - 0,6133 \cdot 10^6 d^2 - 0,006305 G^2 - 3,547 a^2 - 0,304 \cdot 10^{-10} Q^2 ; \\
\bar{\epsilon} & = 0,262 - 0,934 \cdot 10^3 d + 2,311 a + 0,0399 G + 0,00552 \cdot 10^{-3} Q + \\
& + 1,212 \cdot 10^6 d^2 - 0,00425 \cdot G^2 - 4,778 a^2 - 0,1831 \cdot 10^{-10} Q^2 ; \\
\bar{\epsilon} & = 0,253 - 1,306 \cdot 10^3 d + 4,33 a + 0,164 G + 0,005596 \cdot 10^{-3} Q - \\
& - 6,301 U_a + 0,996 \cdot 10^6 d^2 - 0,0281 G^2 - 16,71 a^2 + 0,428 \cdot 10^{-10} Q^2 .
\end{aligned}$$

При численном исследовании адсорбционных систем с термопсевдоожженным слоем использовались полученные ранее [7] формулы для коэффициента диффузии. Поэтому особое место в работах по изучению свойств адсорбционной системы [5, 7] было отведено кинетике сорбции синтетическими цеолитами группы А. Также было получено вариационное приближение задачи диффузии в сферической частице [3, 7].

Соответственно для цеолитов СаА и MgА .

$$D = 1,42 \cdot 10^{-6} e^{-\frac{29750}{8,314 T}} \quad \text{и} \quad D = 6,47 \cdot 10^{-6} e^{-\frac{36700}{8,314 T}} .$$

Для проверки результатов аналитического исследования, начиная с конца 1975 г., проводится экспериментальное изучение аппаратов, где в качестве сорбента используются цеолиты СаА и MgА. Базируясь на полученных результатах, кафедра промышленной теплоэнергетики БПИ совместно с проектным институтом Гипрохолод выполнила рабочий проект цеха по производству диоксида углерода для реального промышленного внедрения системы с термопсевдоожженным слоем синтетического цеолита.

Вначале для разомкнутого цикла [8]

$$\bar{a} = \frac{\lambda}{d_{\text{нэ}}} n_0 \text{Pe}^{n_1} (d_{\text{нэ}}/d_{\text{чэ}})^{n_2} (1 + 0,01 \text{Па}_0/a_m)^{n_3} ,$$

а затем для замкнутого адсорбционно-десорбционного [9]

$$\begin{aligned}
\text{Nu}_{D,f} & = 9,95 \cdot 10^{-3} \text{Re}_{D,f}^{0,61} (D_{\text{нэ}}/D_{\text{чэ}})^{0,32} (1 + \\
& + \frac{\Delta a}{a_0})^{-1,16} (H/S_{\text{эк}})^{0,59} (\text{Pr}_f/\text{Pr}_m)^{2,89}
\end{aligned}$$

выполняются обширные исследования теплообмена между погруженной поверхностью и синтетическим цеолитом в системе с термопсевдоожженным слоем, а также параметров адсорбционно-десорбционного блока аппарата. Нужно отметить, что получено неплохое согласование результатов аналитического и экспериментального исследования.

Исследование свойств адсорбционной системы с термопсевдоожженным слоем приведено также в [9, 10].

Результаты работы внедрены институтом Гипрохолод при проектировании схем для адсорбционных аппаратов. Практическая апробация проводится Министерством тракторного и сельскохозяйственного машиностроения СССР.

## ЛИТЕРАТУРА

1. С е д н и н В.А. Движение твердого адсорбента в двухкомпонентном потоке // Научные и прикладные проблемы энергетики. — Минск, 1976. — Вып. 3. — С. 63–65.
2. С е д н и н В.А. Взаимодействие частиц дисперсного адсорбента двухфазного потока со стенками канала//Деп.: Библиограф. указ. ВИНТИ. М., 1978. — № 8. — С. 67. 3. С е д н и н В.А. Исследование аэродинамики дисперсного адсорбента в процессах тепловой регенерации: Дис. ... канд. техн. наук. — Минск, 1977. — 170 с. 4. С о м о в а С.В., Н е с е н ч у к А.П. Определение изостерической теплоты адсорбции синтетических цеолитов// Научные и прикладные проблемы энергетики. — Минск, 1978. — Вып. 5. — С. 34–43.
5. Ш а т о н Л.В. Тепломассоперенос в технологических установках при термической десорбции твердых сорбентов: Дис. ... канд.техн.наук. — Минск, 1982. — 241 с. 6. Н е с е н ч у к А.П., Ш а т о н Л.В., А н т о н и ш и н а Е.Н., Ш к л я р А.А. Расчет тепло- и массообмена при десорбции в термопсевдооживленном слое цеолита// Изв. вузов СССР. Энергетика. — 1983, — № 12. — С. 72–76. 7. Ш а т о н Л.В., Н е с е н ч у к А.П., А н т о н и ш и н а Е.Н. Исследование диффузии углекислоты в зернах цеолита СаА и МоА // Изв. вузов СССР. Энергетика. — 1982. — № 1. — С. 121–123. 8. Р о м а н ю к В.Н. Интенсификация процессов тепло- и массопереноса и снижение энергозатрат при тепловой регенерации дисперсного адсорбента в промышленных установках: Дис. ... канд.техн.наук. — Минск, 1980, — 324 с. 9. Н е с е н ч у к А.П., В а л у е в А.П., С е д н и н В.А. и др. Экспериментальное исследование внешнего теплообмена при регенерации цеолитов в термопсевдооживленном потоке. — Минск, 1984. — 14 с. — Деп. в ВИНТИ 26.12.84, № 8337-84.
10. Ч е р н ы ш е в и ч В.И. Экспериментальное исследование процесса регенерации синтетических цеолитов при поперечном омывании погруженной поверхности. — Минск, 1984. — 10 с. — Деп. в ВИНТИ 9.1.84, № 260-84.

УДК 536.5:621.643.001.5

Н.Г.ХУТСКАЯ, Ю.А.МАЛЕВИЧ,  
канд-ты техн. наук (БПИ)

### ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ КАПЕЛЬ НА ТЕПЛООБМЕН В ДВУХФАЗНОМ ПОТОКЕ

Рассматривается течение двухфазной воздушно-водяной среды в горизонтальной трубе [1] при следующих условиях:  $Re_{см} = 3 \cdot 10^3 - 6 \cdot 10^4$ , объемной концентрации  $c = 10^{-4}$ ; диаметре трубы  $D = 2,3 \cdot 10^{-2}$  м, диаметре капли  $a_k = 100 \cdot 10^{-6}$  м.

Важным параметром, характеризующим двухфазный поток в канале, является соотношение между размером капли и толщиной вязкого подслоя  $\delta_l$ . Для оценки толщины ламинарного подслоя воспользуемся зависимостью для течения однородной жидкости [2]:

$$\delta_l/D = \frac{32,6}{Re_{см} \sqrt{0,0032 + 0,221 Re_{см}^{-0,237}}} \quad (1)$$

В формуле (1) коэффициент гидродинамического сопротивления определяется в соответствии с зависимостью Никурадзе для однофазного потока, справедливой в рассматриваемом диапазоне чисел Рейнольдса. Используя корреляцию (1), получаем формулу, которая характеризует соотношение диаметра капли и толщины вязкого подслоя:

Соотношение между толщиной ламинарного подслоя и диаметром капель в зависимости от числа Рейнольдса (2)

$Re_{см}$	$3 \cdot 10^3$	$5 \cdot 10^3$	$10^4$	$1,1 \cdot 10^4$	$1,2 \cdot 10^4$	$1,3 \cdot 10^4$
$\delta_{л}/d_{к}$	13,2	8,33	4,46	4,11	3,81	3,54
$Re_{см}$	$1,5 \cdot 10^4$	$2 \cdot 10^4$	$3 \cdot 10^4$	$4 \cdot 10^4$	$5 \cdot 10^4$	$6 \cdot 10^4$
$\delta_{л}/d_{к}$	3,10	2,40	1,67	1,29	1,06	0,89

$$\delta_{л}/d_{к} = (D/d_{к}) \frac{32,6}{Re_{см} \sqrt{0,0032 + 0,221 Re_{см}^{-0,237}}} \quad (2)$$

Для рассматриваемых условий соотношения  $\delta_{л}/d_{к}$  приведены в табл. 1.

Искажение потока каплями жидкости можно оценить по данным о возмущении вязкого подслоя бугорками шероховатости при течении однофазной среды в трубах. Анализ течения в шероховатых трубах [2] показывает, что влияние бугорков шероховатости начинает проявляться при  $\delta_{л}/h \sim 4$  (в данном случае высота бугорка шероховатости  $h$  равна  $d_{к}$ ). По табл. 1 определяется  $Re_{см} \approx 1,15 \cdot 10^4$ . Предельный режим, когда обтекание определяется только бугорками ( $\delta_{л}/h < 0,16$ ), в рассматриваемых условиях не реализуется.

Таким образом, можно сделать вывод о том, что для течения двухфазной среды в трубе в исследуемом диапазоне чисел Рейнольдса существует два режима: 1)  $Re_{см} \leq 1,15 \cdot 10^4$ , когда влияние капель на вязкий подслон незначительно; 2)  $Re_{см} \geq 1,15 \cdot 10^4$ , когда влияние капель жидкости на вязкий подслон становится существенным. Следует отметить, что оценка этого значения числа Рейнольдса довольно условна. Переход от одного режима к другому с ростом  $Re$  должен осуществляться плавно, как и при течении в шероховатых трубах. Так как теплоперенос в значительной степени определяется наличием капель ( $c_{рк} c_{рк}/\rho_{возд} c_{рвозд} = 0,4$ ), то должны существовать и два различных тепловых режима.

На рис. 1 [2] представлены типичные экспериментальные кривые сопро-

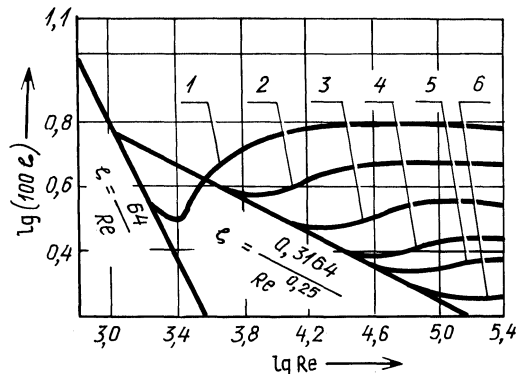


Рис. 1. Экспериментальные кривые сопротивления для труб с указанной зернистой шероховатостью [2]. На кривых за параметр принято значение  $R/h$ , обратное относительной шероховатости  $R/h = 15-1$ ;  $30,6-2$ ;  $60,4-3$ ;  $127,5-4$ ;  $252,6-5$ ;  $507-6$ .

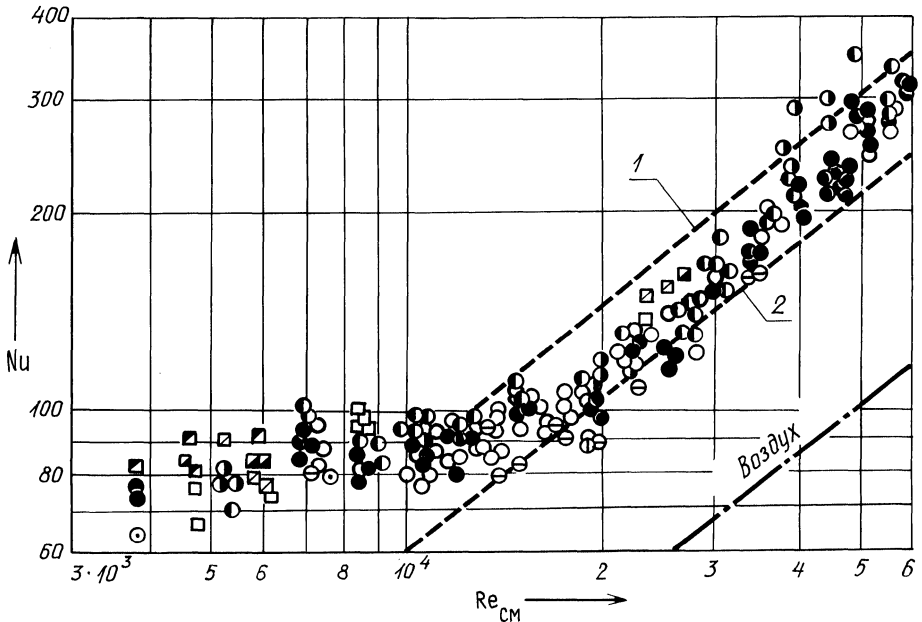


Рис. 2. Зависимость безразмерного коэффициента теплоотдачи от числа  $Re_{CM}$  для течения воздушно-водяной смеси в трубе:

1 – расчетная зависимость (3) для массового влагосодержания 0,1; 2 – для массового влагосодержания 0,01.

тивления для труб с указанной зернистой шероховатостью. Из рисунка видно, что для рассматриваемых условий существуют два гидродинамических режима: переходный, не зависящий от относительной шероховатости, и турбулентный. В последнем можно выделить две области: первая соответствует течению в гладких трубах, во второй проявляется влияние бугорков шероховатости. В заданных условиях переход из первой области турбулентного течения во вторую происходит при  $Re_{CM} \approx 1,8 \cdot 10^4$  ( $\lg Re \approx 4,25$  – рис. 1, кривая 4). Следовательно, в области  $Re_{CM} \approx (1,15-1,8) \cdot 10^4$  возможна смена тепловых режимов.

Данное предположение подтверждается при сравнении рассматриваемого двухфазного потока с течением однофазной среды в шероховатых трубах [3], где  $d_K = h$ .

$$Nu = 0,022 Re_{CM}^{0,8} Pr_{CM}^{0,47} \epsilon_{III} \quad (3)$$

где  $\epsilon_{III} = f(h, S)$  [3].

Расстояние между бугорками шероховатости

$$S = 2r_K (\rho_K / \rho_{возд} c)^{1/3}.$$

Критерий  $Pr_{CM}$  в зависимости (3) определяется с учетом изобарной теплоемкости смеси [4]. При расчете коэффициентов теплоотдачи в воздушно-

нодном потоке по зависимости (3) получено удовлетворительное совпадение (максимальное отклонение не превышает 25 %) с экспериментальными данными [1] (рис. 2).

### ЛИТЕРАТУРА

1. Степанчук В.Ф., Хутская Н.Г. Экспериментальное исследование теплообмена при течении воздушно-водяного потока в трубе // Изв. АН БССР. Сер. физ.-энерг. наук. – 1981. – № 3. – С. 70–73. 2. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. – М.: 1978. – 736 с. 3. Гомелаури В.И. // Тр. ин-та физики АН ГрузССР. – 1963. – Т. 9. – С. 3–30. 4. Степанчук В.Ф., Хутская Н.Г. Изобарная теплоемкость системы воздух–капли воды // Изв. АН БССР. Сер. физ.-энерг. наук. – 1980. – № 1. – С. 127–130.

УДК 621.78.536.212

В.И.ТИМОШПОЛЬСКИЙ, канд.техн.наук  
(БПИ)

### ИНЖЕНЕРНЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА НАГРЕВА МАССИВНЫХ ТЕЛ ИЗЛУЧЕНИЕМ

В настоящее время совершенствуются и модернизируются методы расчета массивных тел применительно к условиям теплообмена излучением (процессы нагрева и термообработки).

В предлагаемой работе рассматриваются новые численно-аналитические выражения, которые позволяют с удовлетворительной точностью и быстротой выполнять расчеты для инженерной интерпретации процесса распространения тепла в массивных телах.

Для исходного уравнения теплопроводности

$$-\frac{1}{\xi^m} \cdot \frac{\partial}{\partial \xi} \left[ \xi^m (1 + \xi_\lambda \theta) \frac{\partial \theta}{\partial \xi} \right] = (1 + \epsilon_c \theta) \frac{\partial \theta}{\partial F_0} \quad (1)$$

рассмотрим три случая нагрева массивных тел:

- 1) радиационно-конвективный  $\lambda = \lambda(T)$ ;  $C = C(T)$  ;
- 2) лучистый и лучисто-конвективный нагрев полых тел;
- 3) несимметричный нагрев плиты или сферы.

В (1) безразмерные переменные обозначают:

$\xi = x/X$  – координата;  $\theta = \frac{T(x, \tau)}{T_c}$ ;  $\epsilon_c = \delta_c / C_v^0 T_c$ ;  $\epsilon_\lambda = \delta_\lambda / \lambda_0 T_c$ ;  $m$  – коэффициент формы ( $m = 0$  – плита;  $m = 1$  – цилиндр;  $m = 2$  – сфера)

$$\lambda(T) = \lambda_0 + \delta_\lambda T; \quad C_v(T) = C_v^0 + \delta_c T.$$

В качестве математического аппарата для реализации рассмотренных задач используется метод эквивалентных источников в сочетании с принятой в теории нагрева схемой термического слоя.

Рассмотрим радиационно-конвективный нагрев.

На границе запишем

$$(1 + \epsilon_\lambda \theta) \partial \theta / \partial \epsilon |_{\xi=1} = \text{Sk} [1 - \theta_\Pi^4 (\text{Fo})] + \text{Bi} [1 - \theta_\Pi (\text{Fo})].$$

Инерционный процесс ( $0 \leq \text{Fo} \leq \text{Fo}^0$ )

$$\text{Fo} = \frac{1 + \epsilon_c \theta_0}{6(m+1)(1 + \epsilon_\lambda \theta_0)}; \quad \theta_\Pi^0 = \theta_0 + \frac{\text{Sk}(1 - U^4) + \text{Bi}(1 - U)}{2(1 + \epsilon U)}, \quad (2)$$

где  $U = \frac{\theta_0(1 + \epsilon_\lambda \theta_0 + \frac{\text{Sk} + \text{Bi}}{2})}{1 + \epsilon_\lambda \theta_0 + \text{Bi}}$ ;  $\theta_0 = T_0/T_c$ ;  $\text{Sk} = \frac{\sigma_B}{\lambda_0} T_c^3 R$  — число Стар-ка;  $\text{Bi} = aR/\lambda_0$  — число Био.

Регулярный процесс ( $\text{Fo}^0 \leq \text{Fo} < \infty$ ).

Температура в любой точке сечения тел в начале регулярного процесса определяется как

$$\theta_\xi = \theta_\Pi^0 - k \frac{\text{Sk} [1 - \theta_\Pi^4 (\text{Fo})] + \text{Bi} [1 - \theta_\Pi (\text{Fo})]}{[1 + \epsilon_\lambda \theta_\Pi (\text{Fo})]} (1 - \xi^2), \quad (3)$$

где  $k = \frac{1}{2}$ .

Для отыскания времени протекания регулярного нагрева по аналогии с [1, 2] придем к следующему дифференциальному уравнению:

$$[\varphi(\theta_{\Pi,i} - 1) + \psi(\theta_{\Pi,i-1})] d\theta = 3(m+1) d\text{Fo}, \quad (4)$$

где

$$\varphi(\theta_{\Pi,i-1}) = \frac{3(1 + \epsilon_c \theta_{\Pi,i-1})}{\text{Sk}(1 - \theta_{\Pi,i-1}^4) + \text{Bi}(1 - \theta_{\Pi,i-1})};$$

$$\psi(\theta_{\Pi,i-1}) = \frac{(4\text{Sk}^3 + \text{Bi})(1 + \epsilon_c \theta_{\Pi,i-1})}{[\text{Sk}(1 - \theta_{\Pi,i-1}^4) + \text{Bi}(1 - \theta_{\Pi,i-1})](1 + \epsilon_\lambda \theta_{\Pi,i-1})}.$$

Проинтегрировав (4) до  $[\theta_{\Pi,i-1}; \theta_{\Pi,i}]$ ;  $[\text{Fo}_{i-1}; \text{Fo}_i]$ , приходим к расчетным выражениям:

$$(\theta_{\Pi,i} - \theta_{\Pi,i-1}) [\varphi(\theta) + \psi(\theta)] = 3(m+1) (\text{Fo}_i - \text{Fo}_{i-1}),$$

или

$$\theta_{\Pi i} = \theta_{\Pi i-1} + \frac{3(m+1)(\text{Fo}_i - \text{Fo}_{i-1})(2 + \epsilon_\lambda \theta_{\Pi,i-1} \bar{q})}{3(1 + \epsilon_c \theta_{\Pi,i-1}) + (4\text{Sk}^3 + \text{Bi})(1 + \epsilon_c \theta_{\Pi,i-1})}, \quad (5)$$

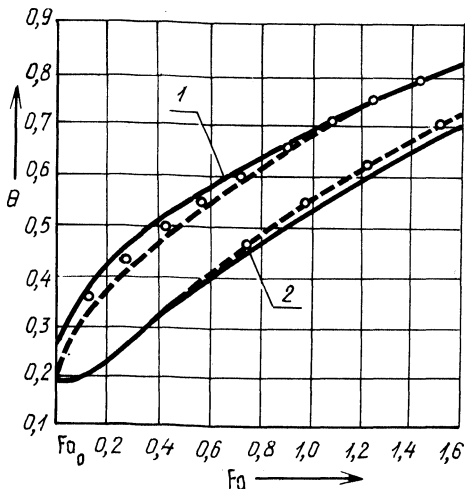
где

$$q = \text{Sk}(1 - \theta_{\Pi,i-1}^4) + \text{Bi}(1 - \theta_{\Pi,i-1}).$$

Используя выражения (2), (3), (5), выполним примерный расчет нагрева цилиндра при следующих исходных параметрах:  $\text{Sk} = 0,3$ ;  $\text{Bi} = 0,05$ ;  $\epsilon_\lambda =$



Рис. 1. Изменение относительных температур поверхности (1) и центра (2) цилиндра при  $Sk = 0,3$ ;  $Bi = 0,05$ ;  $\epsilon_\lambda = -0,49$ ;  $\epsilon_c = 1,33$ ;  $\theta_0 = 0,196$ : сплошная линия – метод эквивалентных источников; пунктирная – численный метод; штрих-пунктирная – предлагаемый численно-аналитический метод в соответствии с (2), (3), (5).



$= -0,49$ ;  $\epsilon_c = 1,33$ ;  $\theta_0 = 0,196$  и сопоставим его с численным интегрированием и методом эквивалентных источников [2]. На рис. 1 приведены кривые вычисления для температур поверхности и центральной плоскости сравниваемых методов. Графики убедительно показывают удовлетворительную сходимость результатов вычислений.

В соответствии с разработанным численно-аналитическим алгоритмом (4), (5) получены новые выражения для определения температур и времени нагрева применительно к полым и несимметрично нагреваемым телам.

При лучистом нагреве полых тел (цилиндр, сфера) ( $\lambda = \text{const}$ ;  $C_v = \text{const}$ ).

Формулы для инерционного процесса аналогичны (2) в предположении  $\epsilon_\lambda = \epsilon_c = 0$ ;  $Bi = 0$ .

$$\text{В регулярном процессе } 3Sk[1 + m(1 + \frac{k \ln k}{1-k})]dFo = (1-k)(3 + 4\theta_{\Pi}^3 Sk) \frac{d\theta}{1-\theta_{\Pi}^4}.$$

После ряда упрощений, связанных с приведением членов, имеем

$$\int_{Fo_{i-1}}^{Fo_i} dFo = w \int_{\theta_{\Pi,i-1}}^{\theta_{\Pi,i}} \frac{3 + 4\theta_{\Pi}^3 Sk}{1 - \theta_{\Pi}^4} d\theta$$

Расчетные температуры находятся из следующих соотношений:

$$\left. \begin{aligned} \theta_{\Pi,i}^1 &= \theta_{\Pi,i-1} + \frac{(Fo_i - Fo_{i-1})[1 - (\theta_{\Pi,i-1}^1)^4]}{w[3 + 4(\theta_{\Pi,i-1}^1)^3 Sk]} ; \\ \theta_{\Pi,i}^2 &= \theta_{\Pi,i}^1 - \frac{Sk}{2}(1 - \theta_{\Pi,i-1}^1) , \end{aligned} \right\}$$

где  $w = \frac{1-k}{3Sk[1+n(1+\frac{k \ln k}{1-k})]}$ ;  $k = R_{\text{вн}}/R_{\text{н}}$  ( $n = 1,2$  – соответственно, для цилиндра и шара).

При лучисто-конвективном нагреве ( $\epsilon_\lambda = \epsilon_c = 0$ ).

$$\left. \begin{aligned} \theta_{\text{п},i}^{\text{H}} &= \theta_{\text{п},i-1}^{\text{H}} + \frac{(\text{Fo}_i - \text{Fo}_{i-1}) \bar{q}}{w(3 + 4\theta_{\text{п},i-1}^3 \text{Sk} + \text{Bi})} \\ \theta_{\text{п},i}^{\text{BH}} &= \theta_{\text{п},i}^{\text{H}} - \frac{\text{Sk}}{2} \chi(\theta_{\text{п},i}^{\text{H}}; \eta)(1 - \theta_{\text{п},i-1}^3) \end{aligned} \right\},$$

где "н" и "вн" — наружная и внутренняя поверхности, а  $\chi$  взята по аналогии с работой [3].

Несомненный интерес представляют процессы, соответствующие несимметричному нагреву массивных изделий. Получение приближенных формул для подобных задач с нелинейными граничными условиями связано с известными математическими трудностями. Такие формулы выведены на основе использования предложенного численно-аналитического принципа.

Рассмотрим двусторонний нагрев плиты, полых цилиндра и сферы излучением и конвекцией. Предполагаем два независимых процесса.

Инерционный период ( $0 \leq \text{Fo} \leq \text{Fo}^0$ )

$$\text{Fo}^0 = 1/[6(m+1)]; \quad (6)$$

$$\theta_{\text{по}}^{\text{B}} = \theta_{\text{о}}^{\text{B}} + \frac{\text{Sk}_{\text{B}}(1 - U_{\text{B}}^4) + \text{Bi}_{\text{B}}(1 - U_{\text{B}})}{2 + \text{Bi}_{\text{B}}}; \quad (7)$$

$$\theta_{\text{по}}^{\text{H}} = \theta_{\text{о}}^{\text{H}} + \frac{\text{Sk}(1 - U_{\text{H}}^4) + \text{Bi}(1 - U_{\text{H}})}{2 + \text{Bi}_{\text{H}}}. \quad (8)$$

Регулярный период ( $\text{Fo}^0 \leq \text{Fo} < \infty$ )

$$\theta_{\text{п},i}^{\text{B}} = \theta_{\text{п},i-1}^{\text{B}} + \frac{3(m+1)(\text{Fo}_i - \text{Fo}_{i-1})}{\mu_{\text{B}}^{\text{B}} \psi_{\text{B}}(\theta_{\text{п},i-1}^{\text{B}}) + (\mu_{\text{B}}^{\text{B}})^2 \psi_{\text{B}}(\theta_{\text{п},i-1}^{\text{B}})}; \quad (9)$$

$$\theta_{\text{п},i}^{\text{H}} = \theta_{\text{п},i-1}^{\text{H}} + \frac{3(m+1)(\text{Fo}_i - \text{Fo}_{i-1})}{\mu_{\text{H}}^{\text{H}} \psi_{\text{H}}(\theta_{\text{п},i-1}^{\text{H}}) + (\mu_{\text{H}}^{\text{H}})^2 \psi_{\text{H}}(\theta_{\text{п},i-1}^{\text{H}})}; \quad (10)$$

где

$$\mu^{\text{B}} = \frac{k(\theta_{\text{п},i}^{\text{H}} + \bar{q}_2) - \theta_{\text{п},i}^{\text{B}}}{q_1 + k\bar{q}_2}; \quad (11)$$

$$k = T^{\text{H}}/T^{\text{B}} \leq 1; \quad (12)$$

$$\left. \begin{aligned} \bar{q}_{\text{B}} &= \text{Sk}_{\text{B}}[1 - (\theta_{\text{п},i}^{\text{B}})^4] + \text{Bi}_{\text{B}}(1 - \theta_{\text{п},i}^{\text{B}}); \\ \bar{q}_{\text{H}} &= \text{Sk}_{\text{H}}[1 - (\theta_{\text{п},i}^{\text{H}})^4] + \text{Bi}_{\text{H}}(1 - \theta_{\text{п},i}^{\text{H}}). \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Индексы "в" и "н" предполагают соответственно верхний и нижний нагрев массивных тел. По формулам (6)–(13) выполнен расчет нагрева плиты при

Несимметричный нагрев плиты излучением и конвекцией при  $Sk_B = 0,5$ ;  $Sk_H = 0,3$ ;  
 $Bi_B = 0,5$ ;  $Bi_H = 0,3$ ;  $k = 0,8433$

$Fo_i$	$\theta_{II}^B$	$\theta_{II}^H$	$q_B^i$	$q_H^i$	$\mu_i^B$	$\mu_i^H$	$\varphi_i^B$	$\psi_i^B$	$\varphi_i^H$	$\psi_i^H$	$\theta_{II}^B$	$\theta_{II}^H$
0,17	0,52	0,4156	0,7035	0,4664	1,0263	0,9737	4,2644	1,1104	6,4322	0,828	0,159	0,1885
0,2	0,5362	0,4284	0,6906	0,4614	1,0448	0,9552	4,344	1,1706	6,502	0,8546	0,1754	0,2080
0,4	0,6316	0,5154	0,6047	0,4242	1,1526	0,8474	4,9611	1,6603	7,0721	1,0945	0,2831	0,3357
0,6	0,7026	0,6033	0,5269	0,3793	1,2134	0,7866	5,6937	2,2653	7,9093	1,4857	0,3829	0,4541
0,8	0,758	0,6851	0,456	0,3284	1,2475	0,7525	6,5789	3,0066	9,1352	2,0887	0,4736	0,5615
1,0	0,8022	0,7567	0,3919	0,2747	1,2692	0,7308	7,6550	3,9102	10,921	2,9849	0,5535	0,6563
1,2	0,8386	0,8203	0,3334	0,2181	1,2788	0,7212	8,9982	5,0378	13,7552	4,4127	0,6254	0,7417
1,4	0,8674	0,8670	0,2833	0,1704	1,3112	0,6888	10,590	6,372	17,6056	6,35	0,6817	0,8083
1,6	0,8903	0,9045	0,2408	0,1279	1,3504	0,6496	12,459	7,9377	23,4558	9,2885	0,7277	0,863
1,8	0,9084	0,9340	0,2053	0,0915	1,4014	0,5986	14,613	9,7379	32,7869	13,965	0,7645	0,0966
2,0	0,9227	0,9569	0,1762	0,0614	1,4697	0,5303	17,026	11,755	48,8599	22,010	0,7932	0,9406
2,2	0,9340	0,9749	0,1525	0,0365	1,5565	0,4435	19,672	13,965	82,1918	38,683	0,8153	0,9668
2,4	0,9428	0,9876	0,1336	0,0183	1,6826	0,3174	22,455	16,287	163,934	79,561	0,8304	0,9847
2,6	0,95	0,9976	0,1178	0,0036	1,8493	0,1507	25,467	18,800	833,333	414,27	0,8411	0,9973

следующих исходных данных:  $Sk_B = 0,5$ ;  $Sk_H = 0,3$ ;  $Bi_B = 0,5$ ;  $Bi_H = 0,3$ ;  $k = 0,8433$ .

Результаты вычислений протабулированы (табл. 1). Расчетный интервал во времени  $\Delta F_0$  принят 0,1.

В заключение можно отметить следующее.

Выведены новые расчетные выражения для вычисления нагрева массивных тел излучением и конвекцией в инерционном и регулярном периодах. Учтена возможность переменности теплофизических свойств материала от температуры. Полученные выражения для регулярного процесса нагрева отличаются от известных ранее простотой и возможностью любого временного разбиения для выполнения расчетов.

Новые формулы для выполнения расчетов полых и несимметрично нагреваемых тел могут найти применение при разработке радиационных теплообменников, рабочих камер нагревательных устройств, при уточнениях параметров тепловых процессов, а также при проектировании агрегатов, например, в трубопрокатной промышленности.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Гольдфарб Э.М. Теплотехника металлургических процессов. — М., 1967. — 540 с.
2. Постольник Ю.С., Тимошпольский В.И. Радиационно-конвективный нагрев неограниченного цилиндра с функционально-зависящими теплофизическими характеристиками // Изв. вузов. Энергетика. — 1980. — № 3. — С. 121–124.
3. Кавадеров А.В., Самойлович Ю.А. Закономерности нагрева пластины и цилиндра одновременно излучением и конвекцией // Нагрев металла и работа нагревательных печей: Сб. науч. тр. — Свердловск, 1960. — С. 44–58.

УДК 621.311.22.002.5:621.186.6:65.011.56

В.К.СУДИЛОВСКИЙ, канд.техн.наук,  
Ю.В.МУЛЕВ, А.В.ЩЕРБИЧ, В.Г.БИЛУХА (БПИ)

#### СИСТЕМЫ РЕГУЛИРОВАНИЯ УЗЛА ВСТРОЕННОГО СЕПАРАТОРА

Прирост энергетических мощностей в Европейской части СССР планируется и осуществляется в основном на атомных электрических станциях (АЭС) [1], работа которых рассчитана на базовый режим. Одновременно с ростом базовых мощностей увеличивается неравномерность электрических нагрузок потребителей.

Имеющиеся и прогнозируемые данные о суточной и недельной неравномерности нагрузки в период зимнего максимума на европейской территории СССР (исключая Урал) можно проиллюстрировать:

	1980 г.	1990 г.
Минимум рабочего дня	0,685	0,665
Максимум воскресного дня	0,825	0,805
Минимум воскресного дня	0,650	0,615

Из приведенных данных видно, что при прохождении минимумов электрических нагрузок снижение до технически минимального уровня мощности

энергоблоков 160, 200 и 300 МВт с параметрами пара 13 МПа и 24 МПа,  $\gamma 40/540^{\circ}\text{C}$  оказывается недостаточным. Часть блоков приходится останавливать на ночь и воскресные дни. Уже в 1980 г. число такого рода остановов энергетических блоков составило соответственно 10, 80 и 70 [2]. Поэтому возникает необходимость активизировать работы по оптимизации и автоматизации пусковых режимов энергетических блоков.

Одна из основных технологических операций при пуске энергоблоков — управление узлом встроенного сепаратора (ВС). От качества выполнения этой операции зависят общая продолжительность и экономичность пуска парогенератора и энергоблока, надежность и долговечность пароперегревательных поверхностей парогенератора.

Все находящиеся в эксплуатации и проектируемые мощные отечественные прямоточные парогенераторы оснащены унифицированной пусковой схемой. Она состоит из встроенной задвижки (ВЗ), дроссельных клапанов на отводе отсепарированного пара и растопочного расширителя РР и самого встроенного сепаратора.

Работа ВС протекает в сложных гидродинамических условиях, так как при пуске парогенератора через сепаратор последовательно проходят вода, пароводяная смесь и перегретый пар с широким диапазоном изменения теплотехнических параметров.

Сложность управления ВС, отсутствие измерительных средств для безынерционного определения соотношения компонентов двухфазного потока обусловили множество способов решения этой задачи [3].

Наиболее распространенными являются способы косвенного определения влажности [3], которые в зависимости от используемых гидродинамических и термодинамических параметров можно подразделить на три группы.

К первой относятся способы, в основу которых положено косвенное определение влажности пара по параметрам, измеренным на линии подвода рабочей среды к ВС, в самом ВС и на линии отвода сепарата из ВС.

В работах [3] предлагается регулировать сброс из ВС по перепадам давления на дроссельных диафрагмах, установленных в трубопроводах рабочей среды и сброса сепарата, и по температуре среды перед ВС.

Испытания указанных автоматических систем регулирования (АСР) сброса среды из ВС показали, что им присущи серьезные недостатки. Они вызваны главным образом неоднозначной зависимостью сигналов по перепаду давления на расходомерных диафрагмах или по положению клапана сброса при прохождении через них двухфазных потоков, появление которых и соотношение фаз определяются многими режимными факторами. Так как компенсировать влияние этих факторов приемлемыми средствами не представляется возможным, то описанные выше способы и схемы регулирования ВС оказываются неработоспособными. Значительным недостатком способов регулирования первой группы является и то, что они не учитывают температурное состояние перегревательных поверхностей нагрева и коллекторов.

Ко второй группе можно отнести способы, по которым косвенно определяемое значение влажности пара получают по параметрам, измеренным на линии отвода отсепарированного пара и в пароперегревательной зоне.

Согласно способу, предложенному Л.Н.Касьяновым и Л.П.Пугачевым [4], на регулятор подавались сигналы по расходу отсепарированного пара и

температуре перегретого пара в пароперегревателе.

Авторы [5] с целью улучшения динамики АСР предусмотрели подачу на регулятор ВС сигналов по температуре и давлению пара в пароперегревателе и по температуре топочных газов.

В работе [6] управление ВС основано на формировании регулируемого сигнала как отношения разности температур: влажного пара на выходе ВС и перегретого пара в первой зоне перегрева; в первой и последующей зоне перегрева.

Недостатком АСР сброса из ВС, использующих сигнал по влажности, которая косвенно определяется в соответствии с параметрами отсепарированного и перегретого пара, является необходимость их включения в работу при низких значениях влажности отсепарированного пара. Причем определение моментов включения АСР само по себе – неопределенная задача. Кроме того, данные системы характеризуются большим запаздыванием по температуре пара, которое обусловлено в основном незначительным расходом среды и сильным влиянием аккумуляции теплоты и вещества в период растопки пароперегревателя. В связи с этим любая из систем регулирования ВС, основанная на использовании температур в любой точке пароперегревательного тракта, будет структурно неустойчива на значительном временном интервале пуска.

К третьей комбинированной группе относятся способы, согласно которым влажность отсепарированного пара в ВС косвенно определяют по параметрам, измеренным на линии подвода пароводяной смеси к ВС, в ВС, на линии отвода отсепарированного пара и в пароперегреватель.

Так, в работе [7] регулятор ВС получает сигналы по температуре поступающей во ВС среды, давлению в ВС и корректирующий сигнал по скорости изменения температуры пара за первым пакетом пароперегревателя.

Известен способ управления ВС [8], в соответствии с которым используют значение давления ВС температуры пара за второй ступенью пароперегревателя, вводят коррекцию по разности температур верха и низа паропровода, расположенного за первой ступенью пароперегревателя.

Характерным для этой группы способов является то, что, используя регулируемые параметры первой и второй групп, они сохранили и их недостатки: высокую инерционность сигнала по температуре пара в пароперегревателе, трудность определения начала включения АСР, сложность и неоднозначность динамических зависимостей, влекущих за собой трудность в наладке и низкое качество регулирования в эксплуатации.

Таким образом, можно сделать вывод, что предложенные способы и схемы регулирования встроенных сепараторов прямоточных парогенераторов с косвенным измерением влажности пара на основе сигналов по температуре, давлению и перепадам давлений на дроссельных диафрагмах обладают рядом существенных недостатков, препятствующих их использованию в промышленных условиях.

В ряде способов управления ВС с прямым измерением влажности [9–12] предусматривается дополнительная сепарация пара, установка специальных измерительных сосудов, промежуточных емкостей и т. п., в результате чего утрачиваются преимущества непосредственного контроля влажности.

Для наиболее полного решения поставленной задачи следует воспользоваться способом, изложенным в [11]. Сигнал по влажности отсепарированно-

го пара, сформированный дизелькомметрическим датчиком, подавался на вход регулятора, который воздействовал на регулирующий клапан подключения пароперегревателя. При полном открытии этого клапана воздействие регулятора переключалось на клапан, регулирующий сброс отсепарированной воды из ВС.

Испытания выявили благоприятные динамические характеристики указанного сигнала. Однако недостаточный уровень исследований электрофизических свойств влажного водяного пара, малая изученность дизелькомметрического способа измерения влажности не позволили авторам внедрить данную систему в промышленную эксплуатацию.

За последнее время в БПИ проведены исследования диэлектрических свойств влажного водяного пара и разработаны измерительные высокочастотные преобразователи [12]. Благодаря этому появилась возможность начать разработку промышленной АСР ВС на основе прямого регулирования влажности водяного пара, поступающего в пароперегреватель котла с учетом его температурного состояния.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Основные направления экономического и социального развития СССР на 1986–1990 годы и на период до 2000 года // Правда. – 1985. – 9 нояб. 2. К и р и л л и н В.А. Создание маневренного оборудования для обеспечения эффективного покрытия графика нагрузок // Теплоэнергетика. – 1982. – № 6. – С. 2, 3. 3. Автоматизация узла встроенных сепараторов котла ПК-47 / Г.И.Доверман, А.Н.Мелехин, В.Н.Вальцев, Н.Г.Малиновский // Электр. станции, 1976. – № 1. – С. 14–15. 4. А. с. 247317 (СССР). Устройство для пуска блока, прямоточный котел-турбина / Л.Н.Касьянов, Л.А.Пугачев. – Оpubл. в Б. И., 1969, № 22. 5. А. с. 669145 (СССР). Способ автоматического регулирования сброса пароводяной среды из растопочного сепаратора / В.А.Лебедев, А.А.Свечников, Н.М.Борисов, А.С.Землянский. – Оpubл. в Б. И., 1979, № 23. 6. А. с. 510621 (СССР). Способ автоматического регулирования сброса пароводяной среды / Е.И.Олейник, Е.В.Чайковский, И.А.Кусков. Оpubл. в Б. И., 1976, № 4. 7. А. с. 665178 (СССР). Способ автоматического регулирования сброса пароводяной среды из растопочного сепаратора / А.Ф.Сурков, С.И. Шейкин. – Оpubл. в Б. И., 1979, № 20. 8. А. с. № 711317 (СССР). Способ автоматического регулирования сброса пароводяной среды из растопочного сепаратора / А.Ф.Суркова, С.П.Николаев, С.И.Шейкин, В.П.Зубарева. – Оpubл. в Б. И., 1980, № 3. 9. К е м е л ь м а н Д.Н. Линейная сепарация влажного пара. – М.: Энергоиздат, 1982. – 134 с. 10. А. с. 813082 (СССР). Устройство для автоматического регулирования сброса водопаровой среды / А.Б.Рябой, Н.А.Кваша. – Оpubл. в Б. И., 1981, № 10. 11. С у д и л о в с к и й В.К., О л е й н и к Е.И., Л е о н к о в а О.А. Автоматизация управления встроенными сепараторами прямоточных котлов // Автоматические и автоматизированные системы управления на энергетических предприятиях. – М.: Изд-во ЭНИНА, 1973. – С. 42–46. 12. М у л е в Ю.В., С у д и л о в с к и й В.К. Схема управления встроенными сепараторами прямоточных котлоагрегатов: Инф. листок о науч.-техн. достижении № 84–40. – Минск: БелНИИТИ, 1984.

## ОПТИМИЗАЦИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ ДИЭЛЕКТРОМЕТРИЧЕСКИХ ДАТЧИКОВ

В современной теории измерительных устройств одним из основных является положение об измерительном преобразовании. В соответствии с данным положением измерение рассматривается как процесс приема и преобразования информации об измеряемом параметре, происходящий в измерительных устройствах. Структура измерительных устройств в этой связи представляется в виде совокупности измерительных преобразователей, осуществляющих функциональное преобразование сигналов различной физической природы.

Широкое применение диэлектрометрического метода измерения влажности различных материалов и в ряде случаев высокие требования к точности такого измерения вызывают необходимость более глубокого изучения первичных преобразователей, геометрической оптимизации их размеров и оптимизации измерительных схем диэлектрометрических влагомеров.

Своеобразие и специфика диэлектрометрического датчика во многом определяются тем, что в процессе измерения переменными являются одновременно оба параметра одного объекта измерения: диэлектрическая проницаемость и удельная электропроводность.

Существующие в данное время приборы для отдельного измерения составляющих комплексного сопротивления сложны и трудно поддаются автоматизации при высоких значениях диэлектрических потерь, что имеет место, например, при измерении влажности водяного пара. Приборы для измерения модуля комплексного сопротивления, напротив, просты и удобны, но не позволяют разделить активную и реактивную составляющие.

При измерении влажности рабочих тел и большого класса материалов емкостную составляющую полного сопротивления можно рассматривать как полезный сигнал, а измерение активного сопротивления – как мешающий, паразитный фактор.

Поэтому оптимизация влагометрических систем, создаваемых на основе диэлектрометрического способа, заключается в выборе таких первичных преобразователей, которые при измерении обеспечивают минимальную чувствительность к проводимости и максимальную – к диэлектрической проницаемости.

Одним из путей решения задачи оптимизации может быть правильный выбор геометрических размеров первичных преобразователей.

Пример оптимизации рассмотрим на диэлектрометрическом датчике коаксиального типа.

Как известно, емкость такого датчика определяется из выражения

$$C = 5,56 \cdot 10^{-11} \frac{\epsilon l}{\ln r_2 / r_1}, \quad (1)$$



а его активное сопротивление

$$R = \rho / 2\pi l \ln r_2 / r_1, \quad (2)$$

где  $l$  — длина датчика, м;  $r_2$  — диаметр внешнего цилиндра, м;  $r_1$  — диаметр внутреннего цилиндра, м;  $\epsilon$  — диэлектрическая проницаемость межэлектродного вещества;  $\rho$  — удельная проводимость межэлектродного вещества, См·м.

Из приведенных формул видно, что чем больше длина датчика и меньше радиусы диаметров обкладок конденсатора-датчика, тем больше емкость датчика и меньше его сопротивление.

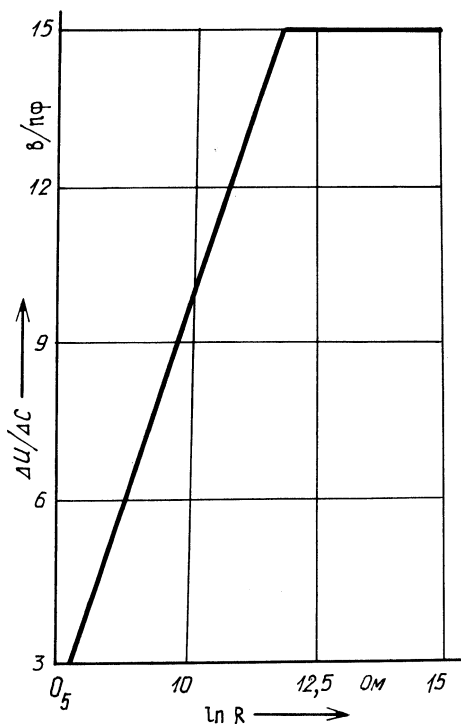
В то же время в ряде распространенных радиотехнических измерительных цепей чувствительность по емкости существенно зависит от сопротивления датчика, добротности контура, заметно понижаясь с их уменьшением. Следовательно, в таких цепях при измерении влажности диэлектрометрическим датчиком сталкиваются с противоречивым условием. Для повышения чувствительности датчика по диэлектрической проницаемости необходимо стремиться к увеличению его длины и уменьшению разности диаметров обкладок. Однако одновременно это действие способствует уменьшению активного сопротивления датчика, а следовательно, и его чувствительности по емкости.

Разрешение этого противоречия рассмотрим на примере вещества со следующими параметрами, характерными для энергетического оборудования:  $\rho = 1 \cdot 10$  См·м;  $\epsilon = 81$ . Рабочая характеристика измерительной схемы на основе колебательных контуров, принятая для расчетов, приведена на рис. 1.

Методика определения оптимальных геометрических размеров датчиков коаксиального типа состоит в следующем:

- для нескольких соотношений диаметров обкладок и длин обкладок определяется активная составляющая по формуле (2);
- для этих же геометрических размеров датчиков рассчитывается электрическая емкость по формуле (1);
- для рассчитанных значений активной составляющей по характеристике измерительной схемы определяется чувствительность (рис. 1);
- по определенной чувствительности измерительной схемы и значению емкостной составляющей датчика для определения геометрических размеров рассчитывается значение выходного сигнала влагометрической системы диэлектрометрического типа;

Рис. 1. Рабочая характеристика измерительной схемы на основе колебательных контуров.



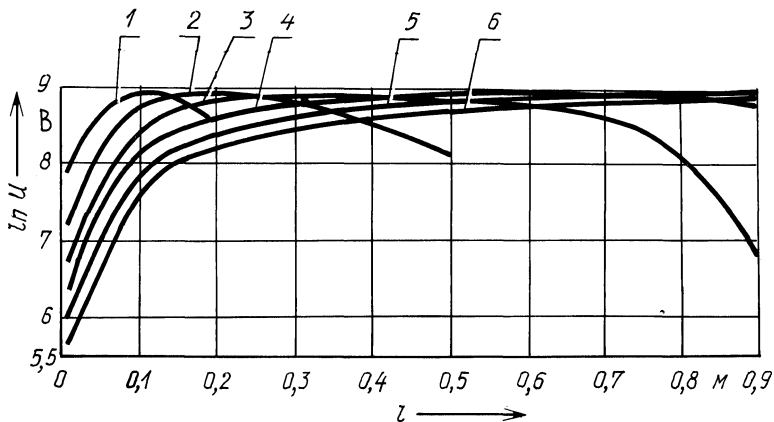


Рис. 2. Зависимость чувствительности измерительной схемы от длины датчика и соотношения диаметров его обкладок.

— на основе ряда таких расчетов строится графическая зависимость (рис. 2), позволяющая существенно повысить технические характеристики измерительной схемы путем обоснованного выбора геометрических размеров датчиков.

На основании анализа графической зависимости рис. 2 можно сделать следующие выводы.

Зависимость чувствительности датчика от геометрических размеров при заданном значении удельной проводимости имеет отчетливо выраженный экстремальный характер.

Максимальная чувствительность может быть получена в широком диапазоне длин и диаметров обкладок, причем определенной длине датчика соответствует единственное отношение диаметров внутреннего и внешнего цилиндров и наоборот, каждому отношению диаметров цилиндров датчика соответствует его определенная длина. С ростом этого отношения диаметров растет и длина датчика, при этом максимум становится все более пологим и менее критичным к отношению диаметров.

Предложенная методика расчета оптимальных геометрических размеров диэлектromетрических датчиков коаксиального типа может использоваться и для расчета размеров диэлектromетрических датчиков других типов.

## ОБРАЗОВАНИЕ ОКИСЛОВ АЗОТА В ТОПКЕ МАЗУТНОГО КОТЛА С ЦИКЛОННЫМИ ПРЕДТОПКАМИ

В настоящее время имеется ряд работ, которые посвящены изучению образования окислов азота в циклонных предтопках, работающих на мазуте. В [1, 2] детально описана структура процесса горения мазута в циклонной камере и образования окислов азота. Приводятся поля концентраций  $\text{CO}_2$ ,  $\text{O}_2$ ,  $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{NO}_x$  и температур в поперечных и продольных сечениях циклона. Исследования в области изменения концентрации  $\text{NO}_x$  по ширине и глубине топки и по длине газового факела при циклонном способе сжигания мазута еще недостаточны.

Для изучения образования  $\text{NO}_x$  в топке и газоходах газомазутного котла с циклонными предтопками был использован котел с  $D_{\text{ка}} = 25$  кг/с, давлением в барабане котла  $P_6 = 3,9$  МПа и температурой перегретого пара  $440^\circ\text{C}$ . Два газомазутных циклона располагались на фронтальной стене топки.

Схема топки, газового тракта и расположения измерительных лючков на правой боковой стене показана на рис. 1.

В каждом из указанных на рисунке сечений (кроме VI) анализ газов производился из точки на оси правого циклона и двух других точек, одна из которых отстоит от первой на 1, а другая — на 2 м. Газы забирались на анализ одноточечной водоохлаждаемой газозаборной трубкой. Концентрация  $\text{NO}_x$  определялась линейно-колористическим способом по методике ВТИ. Падающие теп-

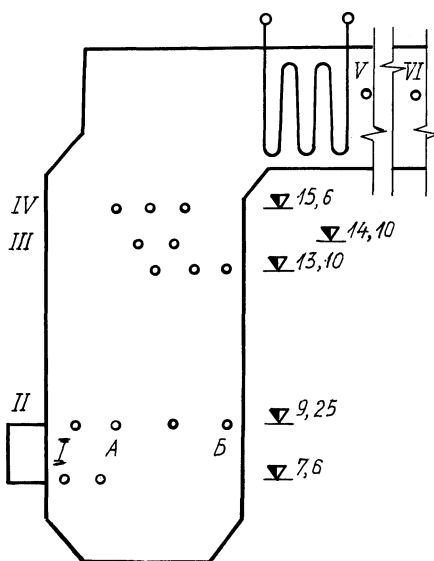


Рис. 1. Схема топочной камеры и расположения лючков. Римскими цифрами обозначены сечения:

I — на срезе выходного сопла правого циклона (для  $\text{NO}_x$ ) и уровень лючков на отметке 7,6 м (для  $q_{\text{пад}}$ ); II — на уровне отметки 9,25 м; III — на уровне отметки 14,1 м; IV — на уровне отметки 15,6 м; V — сечение за пароперегревателем; VI — сечение в входящих газах.

ловые потоки измерялись торцевым водоохлаждаемым термозонтом ЦКТИ. Нагрузка котла при испытаниях  $D_{ка} = 16$  кг/с; коэффициент избытка воздуха за циклоном  $\alpha''_{ц} = 1,05$ , степень рециркуляции  $r_{рец} = 12,5$  %.

Результаты испытаний показали, что выгорание топлива в циклоне достаточно полное. При  $\alpha''_{ц} = 1,05$  степень полноты тепловыделения  $\varphi = 100$  -

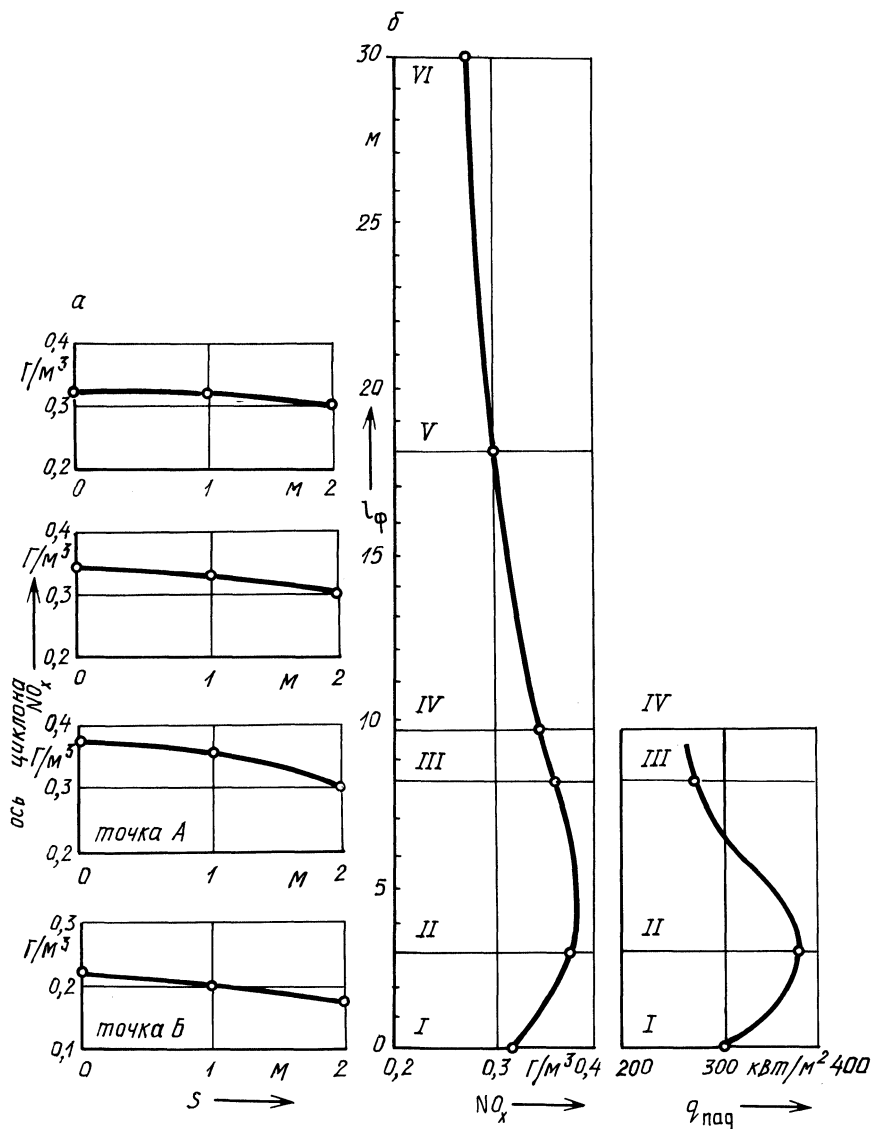


Рис. 2. Изменение концентраций NO<sub>x</sub> :  
а) по ширине топки; б) по длине факела.

—  $(q_3 + q_4)$  составляла 96 %. Считается, что процессы горения топлива заканчиваются в циклоне и в топку выбрасываются лишь продукты сгорания. Тем не менее часть продуктов неполного сгорания попадает в топочную камеру и оказывает некоторое влияние на образование окислов азота.

Измерения  $\text{NO}_x$  по ширине топки (рис. 2, а) на разной высоте показали, что в сечении II, где факел из циклона не успел еще заполнить топку, наблюдается более заметная неравномерность в концентрациях  $\text{NO}_x$ , чем в сечениях III и IV. Такая же неравномерность концентрации  $\text{NO}_x$  в сечении II имеет место и по глубине топки. В точке А (примерно на оси факела) концентрация  $\text{NO}_x$  на 0,1–0,15 г/м<sup>3</sup> выше, чем в точке Б (около заднего экрана). По мере уменьшения крутки факела и подмешивания газов из периферийных участков топки неравномерность концентраций  $\text{NO}_x$  по ширине уменьшается.

Изменение концентрации  $\text{NO}_x$  по длине факела (рис. 2, б) показывает, что сечение с максимальным значением  $\text{NO}_x$  располагается на расстоянии 4–5 м от амбразуры циклона (примерно 4–5 калибров выходной горловины). В этом же месте заканчивается догорание продуктов неполного горения. Далее по ходу факела концентрация  $\text{NO}_x$  снижается из-за подмешивания газов из пристенных зон и присасываемого воздуха.

Характер изменения концентрации  $\text{NO}_x$  по высоте топки аналогичен изменению по высоте падающих тепловых потоков, которые, в свою очередь, являются функцией температуры газов, что свидетельствует о преобладающем влиянии температуры на значение  $\text{NO}_x$ . Результаты аналогичных испытаний мазутного котла с подовым расположением горелок приводят к схожим выводам [3].

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Ж и х а р Г.И., Р у д е н к о в Б.М. Исследование структуры процесса и образования окислов азота при горении мазута в циклонной камере // Изв. ВУЗов СССР. Энергетика. — 1978. — № 11. — С. 55–59.
2. Ж и х а р Г.И., Р у д е н к о в Б.М. Исследование выгорания мазута и образования окислов азота в циклонной камере // Изв. АН БССР, сер. физ.-энерг. наук. — 1980. — № 4. — С. 34.
3. Г о р б а н е н к о А.Д. и др. Экспериментальное исследование процесса образования окислов азота в мазутном факеле мощной горелки // Теплоэнергетика. — 1983. — № 3. — С. 19–22.

УДК 621.1.016.4

Н.П.ВОРОНОВА, А.И.КОЗЛОВ, канд.техн.наук,  
Л.Н.СМУРАГА, канд.техн.наук (БПИ)

### УТОЧНЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ НЕКОТОРЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ГАРМОНИЧЕСКОМ ИЗМЕНЕНИИ ТЕМПЕРАТУРЫ ОКРУЖАЮЩЕЙ СРЕДЫ

Часто на практике возникает необходимость знать температуру тела в каждой точке в любой рассматриваемый момент времени: при планировании и оценке результатов экспериментов; анализе режимов нагрева, закалки метал-

лов; при оптимизации размеров кладки в нагревательных установках и т. п. В работах [1–3] приводятся расчеты и строятся зависимости температуры тела от времени и координат. Для этого применялись такие постоянные значения коэффициентов как плотность  $\rho$ , теплоемкость  $c$  и коэффициент теплопроводности  $\lambda$ . Эти расчеты неточны и использование их приводит на практике лишь к приблизительным результатам. В общем случае теплофизические коэффициенты надо рассматривать как функции. В работе [4] приведены данные о зависимости этих параметров от температуры, что дает возможность уточнить температурные поля при нагреве различных материалов.

Рассмотрим температурные поля, создаваемые в пластине, цилиндре и шаре из стали марок 10 и 20 при их периодическом нагреве и охлаждении. Такой режим часто применяется при закалке стали и описывается с помощью математических символов, приведенных в работе [5]:

$$t = t_0 + t_m \cos \omega \tau, \quad (1)$$

где  $t_0$  – средний уровень колебаний температуры среды,  $t_m$  – амплитуда,  $\omega = 2\pi f$ ,  $f$  – частота колебаний.

С помощью численных методов решается стандартное уравнение теплопроводности:

$$\partial t / \partial \tau = a (\partial^2 t / \partial x^2 + \partial^2 t / \partial y^2 + \partial^2 t / \partial z^2),$$

где  $a = \lambda / c\rho$  при граничных условиях I–III рода, если тело помещено в среду с температурой, изменяющейся по закону (1). В начальный момент времени температура тела принимается равной температуре окружающей среды. Значения теплофизических коэффициентов выбираются из табл. 1.

Для решения поставленной задачи рассматривался более общий случай решения нелинейного параболического уравнения вида

$$\rho \partial t / \partial \tau = 1x^n \cdot \partial / \partial x (x^n \lambda \cdot \partial t / \partial x) \quad (2)$$

при начальном условии

$$t(x, 0) = \varphi(x) \quad (3)$$

и граничных условиях вида:

$$|A_1 t + A_2 \lambda \partial t / \partial x|_{x=0} = A_3; \quad (4)$$

$$|B_1 t - B_2 \lambda \partial t / \partial x|_{x=l} = B_3, \quad (5)$$

где в каждом конкретном случае подставлялись свои значения коэффициентов и теплофизических параметров. Функция  $\varphi(x)$  принималась равной температуре окружающей среды  $t_{c_0}$ . Такая постановка предусматривает возможность решения задач теплопроводности в прямоугольной, цилиндрической и сферической системах координат в зависимости от значения параметра  $n$ . При  $n = 0$  уравнение рассматривается в прямоугольной системе координат; при  $n = 1$  – в цилиндрической и при  $n = 2$  – в сферической системе координат, что удобно при задании различных геометрических форм образца. Задавая параметры  $A_1, B_1, A_2, B_2$ , можно варьировать краевые условия задачи.

Зависимости теплофизических параметров от температуры  $t$ , град

	$0 < t < 700$	$700 < t < 750$	$750 < t < 800$	$800 < t < 850$	$850 < t < 900$	$900 < t < 1100$	$1100 < t < 1200$	$1200 < t < 1300$
$C_p$ , кДж/(м·град)	$0,465 + 0,0138 \cdot$ $\cdot 10^{-2} \cdot t +$ $+ 0,00624 \cdot$ $\cdot 10^{-4} \cdot t^2$	1,39	$-1,867 +$ $+ 0,818 \cdot 10^{-2} \cdot$ $\cdot t - 0,0587 \cdot$ $\cdot 10^{-4} \cdot t^2$	”	”	$0,656 + 0,00003 \cdot$ $\cdot (t - 900)$	”	”
$\rho$ , г/см <sup>3</sup>	$7,861 - 0,0306 \cdot$ $\cdot 10^{-2} -$ $- 0,000532 \cdot$ $\cdot 10^{-4}$	7,589	”	”	”	$7,873 - 0,013 \cdot$ $\cdot 10^{-2} t -$ $- 0,002 \cdot$ $\cdot 10^{-4} \cdot t^2$	”	”
$\lambda$ , Вт/(м·град)	$59,5 - 2,33 \cdot$ $\cdot 10^{-2} -$ $- 0,195 \cdot$ $\cdot 10^{-4}$	”	”	27,8	$41,9 - 3,48 \cdot$ $\cdot 10^{-2} \cdot t +$ $+ 0,206 \cdot$ $\cdot 10^{-4} \cdot t^2$	”	”	”

Так, при  $A_2 = B_2 = 0$  создаются граничные условия I рода, при  $A_2 = B_2 = 1, A_1 = B_1 = 0$  – граничные условия II рода, а при  $A_1 \neq 0, B_1 \neq 0$  – граничные условия III рода. Задача в аналогичной постановке при наличии источников решалась в работе [2], но теплофизические параметры рассматривались как константы и не учитывалось гармоническое изменение температуры среды.

Для решения задачи (2)–(5) применялся метод конечных разностей. Неявная разностная схема позволила без дополнительных исследований определить скорость сходимости решений, равную порядку аппроксимации дифференциального уравнения, и не доказывать устойчивость разностной схемы.

Уравнение (2) в конечно-разностной форме, записанное с помощью неявной схемы с точностью аппроксимации  $O(h^2 + r)$ , имеет вид

$$\rho_{ij} \frac{u_{ij} - u_{ij-1}}{r} = 1/x_i^n \cdot 1/h^2 (x_{i+1/2}^n T\Pi_{i+1/2j} (u_{i+1j} - u_{ij}) - x_{i-1/2}^n T\Pi_{i-1/2j} (u_{ij} - u_{i-1j})), \quad (6)$$

где  $h, r$  – шаги соответственно по пространственной и временной координате:

$$T\Pi_{i+1/2j} = T\Pi\left(\frac{u_{i+1j} + u_{ij}}{2}\right).$$

Для решения системы уравнений (4)–(6) применялся метод прогонки, в процессе которого уравнение (6) преобразуется в трехточечное уравнение с известной правой частью:

$$A_i u_{i-1j} - C_i u_{ij} + B_i u_{i+1j} = -F_{ij}, \quad i = 2, N, \quad (7)$$

где

$$\left. \begin{aligned} A_i &= 2x_{i-1/2}^n T\Pi_{i-1/2j} \cdot r; \\ C_i &= 2\rho_{ij} x_i^n h^2 + 2rx_{i+1/2}^n + 1/2 T\Pi_{i+1/2j} + 2rx_{i-1/2}^n T\Pi_{i-1/2j}; \\ B_i &= 2rx_{i+1/2}^n T\Pi_{i+1/2j}; \\ F_i &= 2x_i^n h^2 \rho_{ij} u_{ij-1}. \end{aligned} \right\} (8)$$

Граничные условия записываются в виде

$$u_{ij} = P_2 u_{2j} + Q_2, \quad (9)$$

$$u_{N+1j} = R u_{Nj} + S. \quad (10)$$

Параметры  $A_i, B_i, C_i, F_i, P_2, Q_2, R, S$  определяются из коэффициентов уравнения (6) и граничных условий (4), (5). Связь между значениями искомой функции в двух соседних узловых точках на одном временном слое принимается в виде

$$u_{ij} = P_{i+1j} u_{i+1j} + Q_{i+1j}. \quad (11)$$



Подставляя (11) в (6), получаем рекуррентные соотношения:

$$P_{i+1} = \frac{B_i}{C_i - P_i A_i}, \quad Q_{i+1} = \frac{A_i Q_i + F_i}{B_i} P_{i+1}.$$

Определив значения  $P$  и  $Q$  в граничных точках рассматриваемой области и подставив их в (11), получим значения  $u_{ij}$  для данного временного слоя. Выход

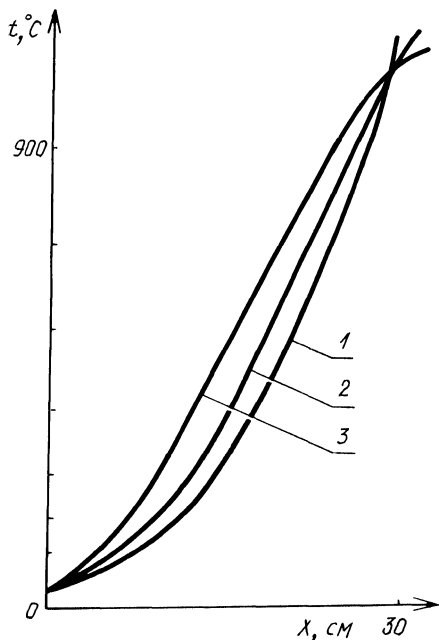


Рис. 1. Изменение распределения температуры с течением времени в случае граничных условий I рода и гармонического изменения температуры среды: 1 — пластина; 2 — цилиндр; 3 — шар.

(На двух последующих рисунках условные обозначения формы исследуемых тел соответствуют рис. 1.)

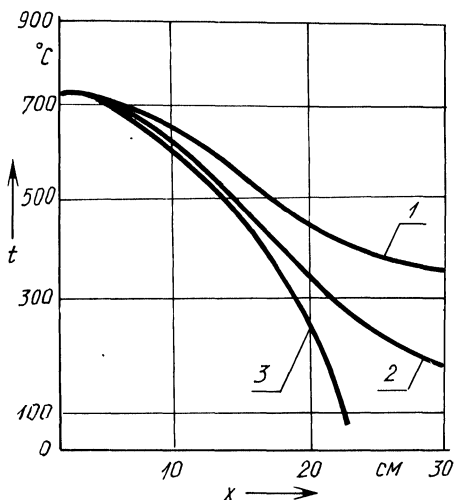


Рис. 2. Изменение распределения температуры с течением времени в случае граничных условий II рода и гармонического изменения температуры среды.

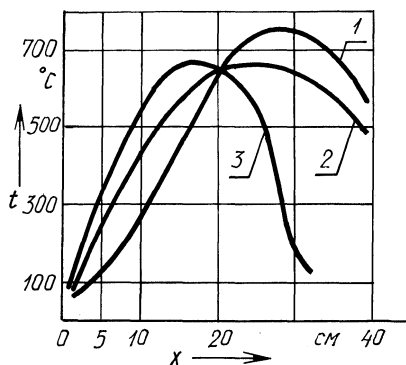


Рис. 3. Изменение распределения температуры с течением времени в случае граничных условий III рода и гармонического изменения температуры среды.

из итерационного цикла осуществляется, если последующая итерация отличается от предыдущей на значение, не превосходящее заданную точность  $\epsilon$ . Сходимость процесса итераций контролировалась методом удвоения числа точек на пространственной и временной осях.

Уравнение теплопроводности решалось для значений  $t_{c_0} = 20^\circ\text{C}$ . Граничное условие I рода имело вид  $t/x = 0 = t/x = 32 = t_{c_0}$  для прямоугольной системы координат, а для цилиндрической и сферической  $t/x = -16 = t/x = 16 = t_{c_0}$ . В формуле (1)  $t_0 = 900^\circ\text{C}$ ,  $t_m = 50^\circ\text{C}$ ,  $f = 2/3$ .

Полученные результаты представлены на рис. 1. Изменение распределений температуры с течением времени при граничных условиях II рода показано на рис. 2, а при граничных условиях III рода – на рис. 3.

Экспериментальные данные позволяют сделать вывод, что погрешность вычислений при данном подходе не превышает 1 %, в отличие от расчетов без учета зависимости коэффициентов  $c$ ,  $\rho$ ,  $\lambda$  от температуры, которые дают ошибку порядка 5–10 %.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Лыков А.В. Теория сушки. – М.: Энергия, 1968. – 471 с. 2. Колесников П.М. Методы теории переноса в нелинейных средах. – Мн.: Наука и техника, 1981. – 335 с. 3. Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы нестационарной теплопроводности. – М.: Высш. шк., 1978. – 328 с. 4. Колесников П.М. Введение в нелинейную электродинамику. – Мн.: Наука и техника, 1971. – 328 с. 5. Цой П.В. Методы расчета отдельных задач тепломассопереноса. – М.: Энергия, 1971. – 383 с.

УДК 621.725.377

Л.Н.СМУРАГА, канд.техн.наук (БПИ)

### НЕКОТОРЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДАННЫЕ О РАБОТЕ ПЕЧЕЙ С РАЗЛИЧНОЙ КОМБИНАЦИЕЙ ФУТЕРОВОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Статистические, динамические и энергетические характеристики печей существенно зависят от материала, из которого выполнено их ограждение. На смену плотным огнеупорным приходят огнеупорные волокнистые материалы (ОВМ), получившие самое широкое распространение за рубежом. Тем не менее, в настоящее время большинство термических устройств зафутеровано плотными огнеупорами. Это объясняется тем, что, с одной стороны, существует дефицит в волокнистых материалах, а с другой, – до сих пор не определена область их использования, нет опыта их эксплуатации. Поэтому на данном этапе для исследователей большой интерес представляет проведение сравнительного анализа характеристик печей с различной комбинацией футеровочных материалов, включая ОВМ.

Подобная работа проводилась над электрическими камерными печами типа П-650, служащими для отжига ковкого чугуна. Она осуществлялась также потому, что предполагалось улучшить характеристики процесса отжига – одного из самых длительных и низкоэффективных термических процессов.

Толщина футеровки существующих печей отжига из плотных огнеупоров — 0,46 м, масса ее составляет 1,38 т/(т·литья), средние коэффициенты теплоемкости и теплопроводности соответственно равны 1 кДж/(кг·°С) и 0,75 Вт/(м·°С).

Комбинированная конструкция ограждения этой же печи состояла из плотных огнеупоров, но толщиной на боковых стенках печи — 0,33 м, на своде — 0,22, на тележке — 0,25 м из ОВМ в виде плит теплоизоляционных из высокоглиноземистой ваты на глинистой связке (ПТВГ) толщиной 0,1 м (температура применения 1200 °С). Плиты расположены на внешних поверхностях печи, включая боковые стены, свод и под. Масса такой футеровки составила

Т а б л и ц а 1

Теплотехнические характеристики печей с различными комбинациями футеровочных материалов

Наименование показателя	Размерность	Конструкция футеровки					
		плотные огнеупоры		комбинированная		ОВМ	
		показатель	% к тепловым потерям	показатель	% к тепловым потерям	показатель	% к тепловым потерям
Полезно используемое тепло в печи	(кВт·ч)/т	128,4	31	155,94	41	163,08	49
Тепловые потери, связанные с аккумуляцией футеровки печи	”	260,0	63	204,49	53	148,08	45
Тепловые потери через футеровку печи	”	24,6	6	22,73	6	20,52	6
Расчетные тепловые потери	”	413,0	100	383,16	100	331,68	100
Тепловые потери пещью	”	493,4	—	459,8	—	398,02	—
Удельный расход электрической энергии на тонну отжигаемого чугуна	”	520,0	—	451,5	—	406,46	—
Коэффициент полезного действия печи	%	30	—	41	—	49	—
Продолжительность нагрева садки массой 29 т до температуры 950 °С	ч	24	—	19	—	16	—

- Сравнение показателей различных вариантов футеровок с параметрами работы печей из плотных огнеупоров

Наименование показателя	Направление изменения показателя	Значение в % к показателям из плотных огнеупоров	
		печи с комбинированной футеровкой	печи с футеровкой из ОВМ
Полезно используемое тепло в печи	+*	21,0	27,0
Тепловые потери, связанные с аккумуляцией футеровки печи	-**	21,0	43,0
Тепловые потери через футеровку печи	-	8,0	17,0
Тепловые потери печью	-	7,0	19,0
Удельный расход электрической энергии на тонну отжигаемого чугуна	-	13,0	20,0
Коэффициент полезного действия печи	+	37,0	63,0
Продолжительность нагрева садки массой 29 т до температуры 950 °С	-	20,0	33,0

\* Знак "+" соответствует увеличению показателя печи.

\*\* Знак "-" соответствует его уменьшению.

1,1 т/(т·литья), средние коэффициенты теплоемкости и теплопроводности соответственно равнялись 0,9 кДж/(кг·°С) и 0,48 Вт/(м·°С).

Подробное описание конструкции печи из ОВМ изложено в [1]. Толщина футеровки такой печи на боковых стенках — 0,15 м (0,10 м из плит ПТВГ и 0,05 м из плит муллитокремнеземистых теплоизоляционных на органической связке (МКРВ), температура применения 1150 °С). Масса подобного ограждения составила 0,49 т/(т·литья), а средние коэффициенты теплоемкости и теплопроводности за эксперимент соответственно равнялись 0,7 кДж/(кг·°С) и 0,21 Вт/(м·°С).

Испытание печей с рассмотренными конструкциями ограждений велось по приведенному ниже режиму. Нагрев садки из чугунных отливок осуществлялся до температуры 320 °С, далее следовала выдержка при этой же температуре 2,87 ч. Затем вели нагрев литья до температуры 950 °С и выдержку при этой же температуре в течение 2,47 ч. Охлаждение садки проводилось (по линии E'S') на воздухе в течение 1 ч до температуры 760 °С. Выдержка садки происходила при температурах 760–720 °С на протяжении 4,47 ч. Полученные теплотехнические характеристики печей сведены в табл. 1.

Анализ таблицы позволяет сравнить показатели работы печей с комбинированной футеровкой, с футеровкой из ОВМ и печей из плотных огнеупоров. Результаты анализа приведены в табл. 2.

Следовательно, проведенная работа показала преимущества печей с футеровкой из волокнистых материалов.

1. Смурага Л.Н., Степанчук В.Ф., Козлов А.И. Оптимизация толщины футеровки печей из волокнистых огнеупорных материалов // Изв. АН БССР. Сер. физ.-энерг. наук. – 1981. – № 2. – С. 66–70.

УДК 621.181.12

Г.И.ЖИХАР, канд.техн.наук, И.Г.БОГДАНОВИЧ,  
Н.П.КЕДА, канд.физ.-мат. наук (БПИ)

## РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ОБРАЗОВАНИЯ ОКИСЛОВ АЗОТА И СЕРЫ ПРИ СЖИГАНИИ МАЗУТА

В нашей стране и за рубежом проводятся теоретические исследования, позволяющие анализировать роль отдельных физических факторов при образовании окислов азота и серы в котлоагрегатах [ 1, 2]. Однако нет еще приемлемых моделей для образования окислов азота из азота топлива. Важным вопросом является также образование окислов серы и азота при двухступенчатом сжигании углеводородного топлива. Поэтому сделана попытка разработать кинетическую модель процесса горения углеводородного топлива и образования окислов азота и серы.

В качестве паровой фазы жидкого топлива можно принять газ следующего состава [ 1]:  $\text{CH}_4 = 35 \%$ ,  $\text{C}_2\text{H}_4 = 29$ ,  $\text{H}_2 = 32,2$ ,  $\text{S}^{\text{P}} = 2,5$ ,  $\text{N}^{\text{P}} = 0,3$ ,  $\text{W}^{\text{P}} = 1 \%$ . В предлагаемой кинетической модели учтены реакции горения метана и водорода, исследованные в лаборатории горения газов ИХФ АН СССР [ 3].

Механизм горения этилена принят по схеме высокотемпературного окисления  $\text{C}_2\text{H}_4$ , предложенной в работе [ 4]. Поскольку рассматриваемый механизм предполагалось использовать для расчетов процессов горения в высокотемпературной области, где необходимо учитывать термическую диссоциацию продуктов сгорания, он был дополнен реакциями разложения  $\text{H}_2$ ,  $\text{O}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$  и  $\text{N}_2$ .

Реакции образования окислов серы выбраны на основании [ 2].

Описание процессов образования термических окислов азота осуществляется с помощью расширенного механизма Я.Б.Зельдовича.

Процессы образования топливной окиси азота значительно сложнее и в настоящее время мало изучены. Исследования в области сжигания органических топлив указывают на то, что, согласно химической кинетике, процесс превращения азота топлива в окислы можно представить следующим образом: в зоне неравновесных реакций факела происходит распад азота топлива с образованием промежуточных соединений  $\text{NH}_3$ ,  $\text{NH}_2$ ,  $\text{NH}$ ,  $\text{N}$ ,  $\text{CN}$ ,  $\text{HCN}$  и т. д., которые при дальнейшем окислении образуют  $\text{NO}$ . Предполагается, что исходный азот топлива находится в виде соединений  $\text{NH}_3$  и  $\text{HCN}$ . Хотя в пламени могут протекать и другие реакции с участием промежуточных соединений, их вкладом в кинетику образования  $\text{NO}$  и  $\text{N}_2$  из-за низкой концентрации можно пренебречь. Можно пренебречь также скоростями обратных реакций, поскольку предполагается, что начальная концентрация азотсодержащих компонентов больше, чем

соответствующая им равновесная концентрация при температуре пламени. Естественно, что рассмотрение кинетики многофакторного процесса невозможно без некоторых упрощений, не изменяющих физико-химическую сущность процесса.

К основным допущениям относятся:

- 1) процесс горения рассматривается только на стадии паровой фазы и в кинетической области;
- 2) присутствующие в топливе азот и сера окисляются пропорционально выгоранию топлива;
- 3) изменение коэффициента избытка воздуха и доли рециркуляции дымовых газов учитывается в начальных условиях задачи;
- 4) смешение вторичного воздуха и газов внешней рециркуляции происходит мгновенно.

Изменение концентраций реагентов во времени описывается кинетическим дифференциальным уравнением вида

$$dC_i/d\tau = \sum_{j,k,l \neq i} K_{jkl} \cdot C_j \cdot C_k \cdot C_l - \sum_{i,m,n} K_{imn} \cdot C_i \cdot C_m \cdot C_n ,$$

где  $K_{jkl}$ ,  $K_{imn}$  – кинетические константы скоростей реакций;  $C_{j,k,l,i,m,n}$  – концентрации реагентов.

Теплообмен с окружающей средой моделировался взаимодействием реагирующей смеси с облучателем, температура которого принималась равной температуре газов после окончания горения.

Уравнение теплового баланса реагирующей смеси записывается согласно [5]:

$$C_v \rho dT/d\tau = \sum_i q_i W_i - aS/V(T - T_0) ,$$

где  $q_i$  и  $W_i$  – тепловые эффекты и скорости отдельных стадий;  $\rho$  – плотность;  $C_v$  – теплоемкость продуктов сгорания;  $V$  – объем;  $S$  – поверхность факела;  $T$  – средняя температура газовой смеси;  $a$  – коэффициент теплоотдачи.

Оценка роли отдельной реакции в общем механизме процесса производилась по значению интеграла  $I = \int_0^{\tau} W d\tau$ , где  $W$  – скорость;  $\tau$  – время реакции.

Используя данный критерий, из механизма горения топлива и образования окислов азота и серы была выделена совокупность основных реакций, представляющих собой кинетическую модель процесса горения мазута.

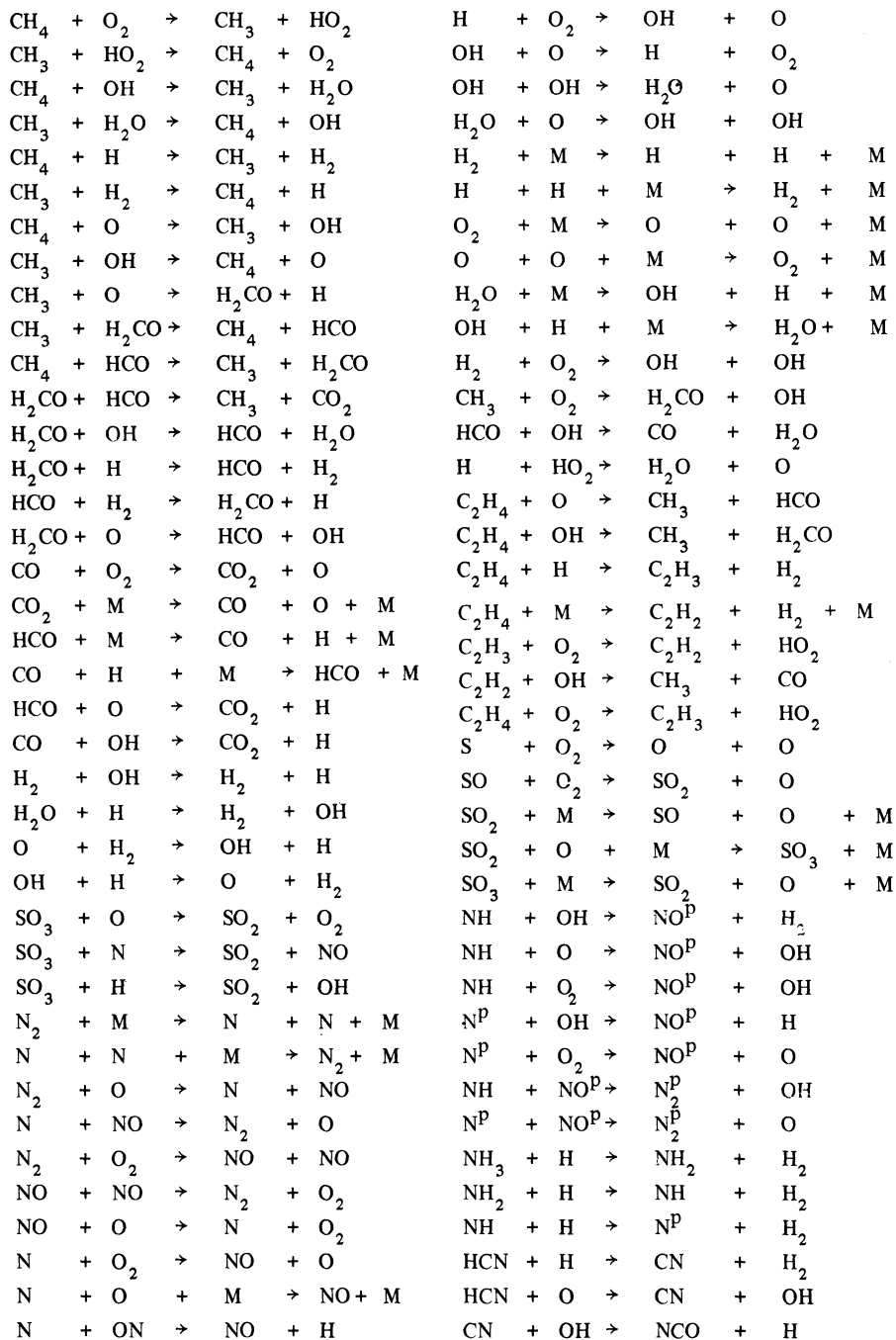
Для решения поставленной задачи была использована программа, разработанная в Институте химической физики АН СССР [6].

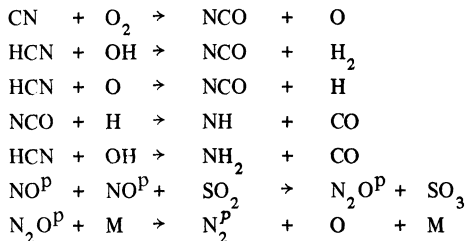
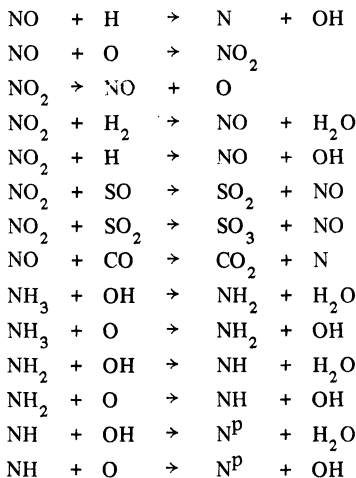
Расчеты выполнялись на машине БЭСМ-6. Результаты расчетов по предлагаемой кинетической модели приведены на рис. 1 и 2.

На рис. 1, а показаны кривые зависимости концентрации окислов азота от суммарного коэффициента расхода воздуха при одноступенчатом и двухступенчатом сжигании мазута. Как видно из рисунка, при двухступенчатом сжигании топлива выход окислов азота снижается и максимальная концентрация окислов азота смещается в сторону больших значений коэффициента расхода воздуха.

Зависимость концентрации серного ангидрида в продуктах сгорания сернистого мазута от коэффициента избытка воздуха показана на рис. 1, б.

Кинетическая модель процесса горения мазута





Рассматривая полученные зависимости, можно сделать вывод, что увеличение избытка воздуха приводит к росту концентрации  $\text{SO}_3$  в продуктах сгорания. Причем концентрация серного ангидрида при двухступенчатом сжигании несколько ниже, чем при одноступенчатом.

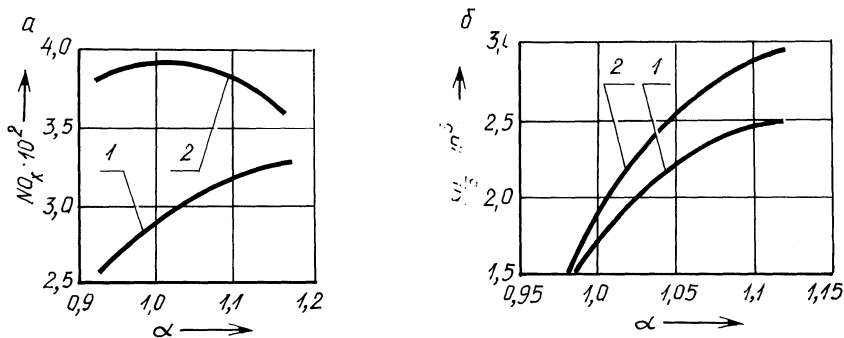


Рис. 1. Зависимость концентрации окислов азота (а) и серы (б) от суммарного коэффициента расхода воздуха:

1 – двухступенчатое сжигание ( $\alpha_1 = 0,8$ ); 2 – одноступенчатое сжигание.

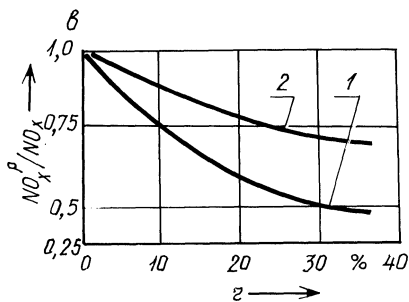


Рис. 2. Влияние рециркуляции дымовых газов на образование окислов азота: 1 – двухступенчатое сжигание ( $\alpha_1 = 0,8$ ;  $\alpha_0 = 1,05$ . Ввод газов рециркуляции во вторичный воздух); 2 – одноступенчатое сжигание ( $\alpha = 1,05$ ).



Одним из возможных способов сокращения содержания окислов азота в продуктах сгорания является применение рециркуляции топочных газов. Это снижает температуру факела и тем самым уменьшает образование окислов азота (рис. 2). В результате снижение выхода  $\text{NO}_x$  происходит за счет уменьшения образования термических окислов азота. Рециркуляция дымовых газов при двухступенчатом сжигании топлива является более эффективной, так как вследствие ступенчатого подвода воздуха снижается также выход топливных окислов азота.

Таким образом, предлагаемая кинетическая модель достаточно полно описывает процессы горения сернистого мазута и образования окислов азота и серы, а результаты расчетов хорошо согласуются с известными опытными данными.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Изюмов М.А., Росляков П.В. Расчетные исследования образования окислов азота и серы при сжигании жидких и газообразных топлив // Изв. вузов. Энергетика. – 1981. – № 10. – С. 40–46.
2. Хантер С. Механизмы образования  $\text{SO}_3$  в газовых турбинах // Энергет. машины и установки. – 1982. – № 1. – С. 26–35.
3. Басевич В.Я., Когарко С.М., Посвянский В.С. Кинетика реакций при распространении метано-кислородного пламени // Физика горения и взрыва. – 1975. – № 2. – С. 242–247.
4. Басевич В.Я., Когарко С.М., Посвянский В.С. Кинетика реакций при распространении метано-кислородного пламени // Физика горения и взрыва. – 1977. – № 2. – С. 193–200.
5. Франк-Каменецкий Д.А. Диффузия и теплопередача в химической кинетике. – М.: Наука, 1967. – С. 435.
6. Азатян В.В., Коган А.М., Нейгауз М.Г., Пороикова А.И., Александров Е.Н. Роль саморазогрева при горении водорода вблизи первого предела воспламенения // Кинетика и катализ, 1975. – Т. 16, вып. 3. – С. 577–585.

УДК 621.311.22

А.Д.КАЧАН, П.Н.ШИШЕЯ, канд.-ты техн.наук,  
В.А.ГАНЖИН, М.А.ЛЕВАНОВИЧ,  
А.В.БАЛАЕВ (БПИ)

### ОСНОВНЫЕ ПРИНЦИПЫ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАГРУЗКИ ОТОПИТЕЛЬНЫХ ОТБОРОВ ТУРБИН ТЭЦ

Критерием оптимального распределения тепловых нагрузок между турбинами базовых ТЭЦ одного уровня начальных параметров пара является, как правило, достижение максимума теплофикационной выработки электроэнергии.

Закономерность распределения отопительной нагрузки между отборами турбин зависит при этом от характера изменения относительного прироста теплофикационной мощности  $N_T$  по нагрузке отопительных отборов  $Q_{от}$ , т. е. от вида зависимостей

$$dN_T/dQ_{от} = f(Q_{от}). \quad (1)$$

Очевидно, что при падающем характере зависимостей (1), т. е. при невыпуклых характеристиках  $N_T = f(Q_{от})$ , отопительная нагрузка должна распреде-

латься из условия равенства приростов  $dN_T/dQ_{от}$  для параллельно работающих турбин и наоборот. Так как  $N_T = Q_{от} \cdot W_{от}$ , то

$$dN_T/dQ_{от} = W_{от} + (dW_{от}/dQ_{от}) \cdot Q_{от}, \quad (2)$$

где  $W_{от}$  — удельная выработка электроэнергии на тепловом потреблении.

Таким образом, определяющим фактором для характера зависимости (1) является влияние  $Q_{от}$  на  $W_{от}$ .

Значение  $W_{от}$  определяется из выражения

$$W_{от} = \frac{i_0 - i_{от}}{i_{от} - i'_{от}} (1 + e_T), \quad (3)$$

где  $i_0$ ,  $i_{от}$  — энтальпия свежего пара и в отопительном отборе;  $i'_{от}$  — энтальпия конденсата греющего пара;  $e_T$  — доля регенеративной выработки электроэнергии для теплофикационного потока пара.

Энтальпия пара в отборе  $i_{от}$  и, соответственно, удельная выработка электроэнергии  $W_{от}$  зависят, при прочих равных условиях, от режима работы турбины (ее нагрузки) и давления в регулируемом отборе  $p_{от}$ . При увеличении тепловой нагрузки, как правило, повышается кпд проточной части из-за увеличения общего расхода пара через турбину. При этом снижается энтальпия отбираемого пара  $i_{от}$ , что приводит к увеличению  $W_{от}$ . Одновременно при заданном расходе сетевой воды увеличивается давление в отопительном отборе  $p_{от}$ . Это следует из соотношения

$$t_n = t_{о.с} + Q_{от}/(G_{с.в} \cdot c_v) + \delta t_{сн}, \quad (4)$$

где  $t_n$  — температура насыщения греющего пара в сетевом подогревателе (СП), подключенном к данному отбору с нагрузкой  $Q_{от}$ ;  $t_{о.с}$  — температура сетевой воды перед СП;  $G_{с.в}$  — расход сетевой воды через СП;  $c_v$  — удельная теплоемкость воды;  $\delta t_{сн}$  — температурный напор в СП.

Как видно, с ростом  $Q_{от}$  увеличивается  $t_n$ , следовательно, — и давление в отборе  $p_{от}$ .

Такой характер изменения  $p_{от}$  предполагает при прочих равных условиях уменьшение удельной выработки электроэнергии на тепловом потреблении при увеличении нагрузки отопительного отбора.

Исключение составляют случаи, когда давление пара в регулируемом отборе по техническим условиям поддерживается постоянным и большим, чем требуется из условия (4). Такие случаи характерны прежде всего для турбин с одноступенчатым отопительным отбором, когда  $p_{от}^{min} = 0,07-0,12$  МПа, или при подключении отопительного отбора к коллектору пара собственных нужд.

Учитывая отмеченное влияние  $Q_{от}$  на  $W_{от}$ , можно предположить в основном падающий характер зависимости (1). Чтобы выяснить действительный характер изменения  $dN_T/dQ_{от}$ , нами выполнены соответствующие расчеты для турбин Т-100-130. Расчеты проведены при различных значениях  $G_{с.в}$  и  $t_{о.с}$  со ступенчатым увеличением  $Q_{от}$  от 80 до 190 МВт. Методика расчетного определения значений  $dN_T/dQ_{от}$  состояла из следующих этапов.

1. При заданных  $G_{c.v}$ ,  $t_{o.c}$  и  $Q_{от}$  рассчитывалось действительное распределение подогрева воды по ступеням и определялись давления пара в нижнем  $p_1$  и верхнем  $p_2$  отопительных отборах и расходы пара  $G_1$  и  $G_2$  из отборов.

Расчеты проводились по методике [1] на основе совместного решения системы двух уравнений: теплового баланса нижнего сетевого подогревателя и уравнения Стодоль-Флюгеля для промежуточного отсека (ПО) турбины.

Расчеты выполнены при работе турбины с двухступенчатым подогревом сетевой воды и минимальным пропуском пара в конденсатор  $G_{к}^{min}$ . При этом расход пара через промежуточный отсек  $G_{по}$  определялся по выражению  $G_{по} = G_1 + G_{к}^{min}$ .

2. Пользуясь полученными нами ранее [2] расходными характеристиками и характеристиками дополнительных потерь в отсеках турбины Т-100-130, определялась действительная энтальпия пара в верхнем  $i_2$  и нижнем  $i_1$  отопительных отборах:

$$i_2 = i_{2p} + \Delta l_{чвд} \cdot \kappa_{чвд} + \Delta l_{то};$$

$$i_1 = i_{1p} + \Delta l_{чвд} \cdot \kappa_{чвд} + \Delta l_{то} \cdot \kappa_{то} + \Delta l_{по},$$

где  $i_{1p}$ ,  $i_{2p}$  — энтальпия пара в верхнем и нижнем отборах при расчетном значении внутреннего относительного кпд турбины;  $\Delta l_{чвд}$ ,  $\Delta l_{то}$ ,  $\Delta l_{по}$  — дополнительные потери теплоты (против расчетного значения  $\eta_{ci}$ ) в ЧВД, теплофикационном отсеке (ТО) (группе ступеней перед верхним отбором) и промежуточном отсеке турбины;  $\kappa$  — коэффициент возврата теплоты для соответствующего участка расширения пара.

3. Определялась средневзвешенная энтальпия пара в отборах

$$i_{от}^{ср} = \frac{i_2 G_2 + i_1 G_1}{G_2 + G_1}$$

и отвечающая ему внутренняя удельная выработка электроэнергии на тепловом потреблении  $W_{от}$  в соответствии с выражением (3). Значение  $W_{от}$  определялось без учета влияния регенеративной выработки (при  $e_T = 0$ ), что практически не изменяет характер зависимости  $W_{от} = f(Q_{от})$ .

4. Построив графики изменения  $W_{от}$  от  $Q_{от}$  и получив графическим путем значения  $dW_{от}/dQ_{от}$ , из (2) определяли значения приростов теплофикационной мощности  $dN_T/dQ_{от}$ .

Результаты расчетов при  $G_{c.v} = 3500$  т/ч,  $t_{o.c} = 50$  и  $70$  °С представлены на рис. 1. Как видно, в исследованном диапазоне изменения  $Q_{от}$  приросты  $dN_T/dQ_{от}$  при увеличении  $Q_{от}$  уменьшаются. Причем, как показали расчеты при других значениях  $G_{c.v}$  и  $t_{o.c}$ , уменьшение этих приростов тем более существенно, чем меньше расход сетевой воды и ее температура.

Для проверки полученных результатов одновременно были выполнены расчеты энергетических характеристик турбины Т-100-130 на ЭВМ по разработанной нами программе. Расчеты проводились при переменных пропусках пара в конденсатор, т. е. при изменении мощности турбины от минимальной теплофикационной (при  $G_{к} = G_{к}^{min}$ ) до номинальной. Теплофикационная мощность турбины определялась при этом с учетом регенерации. Анализ данных

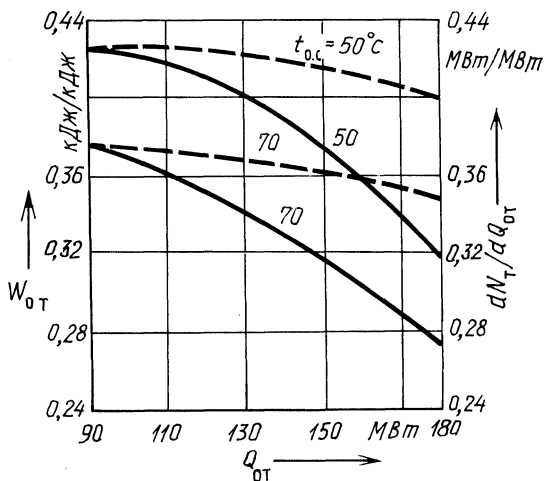


Рис. 1. Зависимость внутренней удельной выработки на тепловом потреблении  $W_{от}$  (пунктирные линии) и прироста  $dN_T/dQ_{от}$  (сплошные линии) от тепловой нагрузки турбины Т-100-130 при  $G_{с.в} = 3500$  т/ч и  $t_{о.с} = 50; 70^\circ\text{C}$ .

расчетов показал, что переменный расход пара  $G_k$  незначительно изменяет вид зависимостей  $N_T = f(Q_{от})$ , а сами кривые  $N_k = f(Q_{от})$  являются вогнутыми, т. е. имеют падающие значения прироста  $dN_T/dQ_{от}$ .

Такой характер изменения прироста  $dN_T/dQ_{от}$  является, очевидно, общим для всех турбин, у которых давление в регулируемом отборе изменяется в соответствии с подогревом сетевой воды, т. е. в зависимости от  $Q_{от}$ .

Из полученных зависимостей  $dN_T/dQ_{от} = f(Q_{от})$  следует, что для достижения максимума теплофикационной выработки электроэнергии при отпуске теплоты с горячей водой отопительная нагрузка между турбинами должна распределяться из условия равенства приростов  $dN_T/dQ_{от}$  для параллельно работающих турбин. При этом нагрузка отборов турбин будет зависеть от расхода сетевой воды через их сетевые установки, температуры обратной сетевой воды, состояния сетевых подогревателей и других факторов.

В первом приближении условия равенства  $dN_T/dQ_{от}$  для практического применения можно заменить равенством давления пара в отборах параллельно работающих турбин. При этом для турбин с двухступенчатым подогревом сетевой воды за определяющий параметр необходимо принимать средневзвешенное (по расходам пара) давление в отборах.

Поддерживание примерно одинакового давления в отопительных отборах турбин позволяет автоматически учитывать различие в теплогидравлических характеристиках тепломагистралей и сетевых установок, на которых работают рассматриваемые турбины, а также состояние (изменение  $\delta t_{сн}$ ) сетевых подогревателей. Оптимальное распределение отопительных нагрузок обеспечивает существенный экономический эффект. Расчеты показывают, что при разности в расходах воды через сетевые установки турбин Т-100-130 около 15% (3500 и 4000 т/ч) распределение нагрузок между отопительными отборами в соответствии с полученным условием, вместо равномерного распределения, обеспечивает увеличение теплофикационной выработки электроэнергии в среднем на 1%.

1. Соколов Е.Я., Бунин В.С., Литвина С.З. Методика расчета переменных режимов работы теплофикационных турбин с многоступенчатым подогревом сетевой воды // *Электр. станции.* — 1970. — № 10. — С. 35–39. 2. Качан А.Д. Режимы работы и эксплуатации тепловых электрических станций. — Минск, 1978. — 278 с.

УДК 66.047

Ю.А.МАЛЕВИЧ, канд.техн.наук,  
В.П.МИХАЛЕВ (БПИ)

### ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ВТОРИЧНЫХ ЭНЕРГОРЕСУРСОВ ДЛЯ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ПРОЦЕССА СУШКИ ФАРФОРОВЫХ ИЗДЕЛИЙ В СУШИЛЬНО-ФОРМОВОЧНЫХ АГРЕГАТАХ ТИПА ЛСФ-6

Сушка является одной из наиболее ответственных операций при изготовлении фарфоровых изделий пластического формования. Она требует определенного режима допускаемых безопасных скоростей и температуры нагрева изделий.

Развитие сушильной техники в производстве фарфоровых изделий сейчас направлено на создание установок с непрерывным процессом сушки, применение новых эффективных и комбинированных способов энергоподвода, совмещение в одном агрегате процессов сушки и обжига изделий, разработку и осуществление импульсных режимов сушки, разработку оптимальных скоростных режимов сушки применительно к каждому виду изделий, рациональное использование вторичных энергоресурсов [ 1 ].

Из действующих сейчас в промышленности линий для изготовления чашек наиболее эффективна линия фирмы "Сервис" (Англия) [ 2, 3 ]. Она снабжена подвальночным сушилом с однорядным карусельным устройством, в гнездах которого размещаются 36 гипсовых форм. Формы с изделиями попадают под насадки сушильной камеры, через которые внутри изделий подается воздух, нагретый до 400–450 °С продуктами сжигания газа.

Отечественный сушильно-формовочный агрегат ЛСФ-6 снабжен сушилом с однорядным цепным транспортером с 72 позициями для гипсовых форм и трехъярусной сушильной камерой. Средняя температура газовой смеси, которая подается в полость изделий, равна 300 °С. Время сушки фарфоровых чашек с влагосодержанием от 26,5 до 21,5 % составляет 2,5–3 мин. Производительность агрегата равна 1200 шт/ч. Подача теплоносителя предусмотрена только со стороны открытой поверхности изделий. Энергоподвод к форме невозможен из-за низкой термической стойкости гипсовых форм.

Пористые металлические формы на основе бронзы, обладающие хорошими термическими свойствами (тепло- и теплопроводностью, термической стойкостью), позволяют применять двусторонний энергоподвод к системе пористая металлическая форма — фарфоровое изделие. В качестве теплоносителя, подводимого со стороны формы, целесообразно использовать нагретый воздух или газо-воздушную смесь, имеющую температуру 300–400 °С.

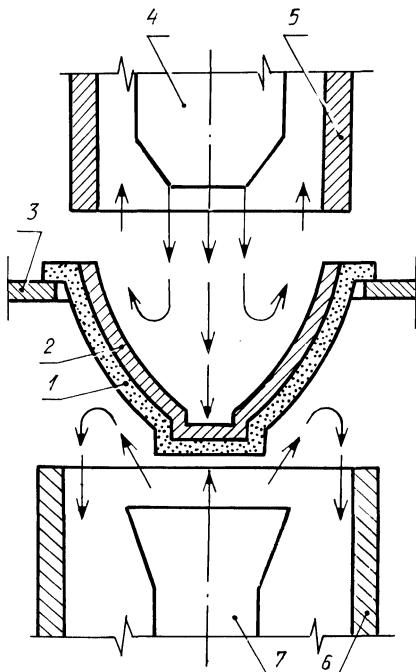


Рис. 1. Схема двустороннего энергоподвода к системе пористая металлическая форма-изделие

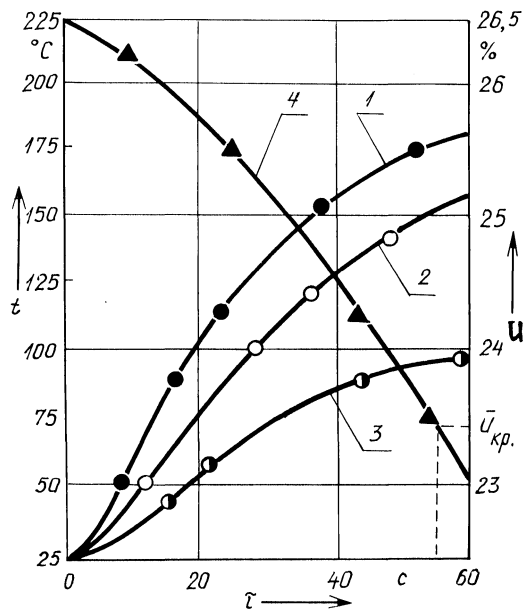


Рис. 2. Кривые кинетики сушки фарфорового изделия в пористой металлической форме.

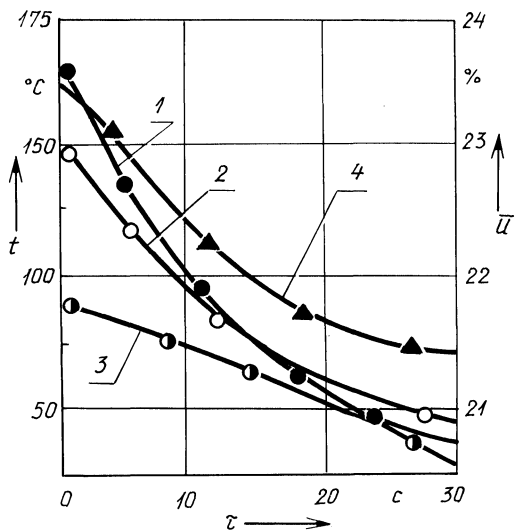


Рис. 3. Кривые изменения температуры и влагосодержания фарфорового изделия в процессе воздушного охлаждения.

В технологической цепи производства фарфоровых изделий имеется использованный энергоноситель, обладающий таким тепловым потенциалом, — уходящие газы из туннельных печей обжига. Исследование возможности использования уходящих газов из печей обжига для сушки фарфоровых изделий было проведено на промышленно-экспериментальной газовой сушильной установке. Энергоподвод к системе металлическая форма — изделие осуществляется по схеме, представленной на рис. 1. Металлическая форма 1 с изделием 2 находится в гнезде подвижной плиты 3. В полость изделия через сопло 4 со скоростью 1,3 м/с подается газозвудушная смесь с температурой 300 °С. Отраженный поток теплоносителя вместе с образующимся водяным паром всасывается через патрубок 5. Со стороны формы через сопло 7 подается газозвудушная смесь со скоростью 1,5 м/с и температурой 350 °С. Вытяжка паровоздушной смеси производится через патрубок 6. Отработанный теплоноситель может подаваться на рециркуляцию. Толщина изделия и формы равна 3,5 мм. В результате исследования были получены кривые кинетики сушки фарфоровых изделий в пористой металлической форме.

На рис. 2 представлена зависимость температуры  $t(\tau)$  в различных сечениях системы форма—изделие и среднего влагосодержания изделия от времени в процессе сушки. Кривые 1—3 описывают соответственно изменение средней температуры формы, слоя фарфора, прилегающего к открытой поверхности чашки и температуры в среднем ее сечении. Кривая 4 описывает изменение среднего влагосодержания в процессе сушки фарфорового изделия  $u(\tau)$ . Через 55 с после начала энергоподвода происходит отделение изделия от формы. К этому моменту изделие достигает критического влагосодержания  $u_{кр} = 23,4\%$ . Температура формы доходит до 175 °С, температура поверхностно-слоя изделия — до 150 °С. Процесс энергоподвода прекращается.

Следует учитывать, что температура изделия и формы после сушки очень высокая. Поэтому во избежание технологических потерь на последующей формовке температура формы должна быть понижена до 50—60 °С. Поскольку изделие после отделения от формы проходит стадию технологической обработки, связанную с его ручной перестановкой, требуется и соответствующее охлаждение изделия.

Конструкция промышленно-экспериментальной сушильной установки предусматривает наличие позиции для охлаждения системы форма—изделие после сушки. Схема воздушного охлаждения аналогична схеме нагрева. Вытяжка паровоздушной смеси отсутствует при охлаждении. Скорость охлаждающего воздуха, подаваемого на форму, составляет 8—9 м/с, на изделие — 6 м/с. Изделие и форма охлаждаются до необходимых температур за 25—30 с. Кривые охлаждения (1—3) и кривая сушки (4) изделия в процессе охлаждения представлены на рис. 3. Влагосодержание изделия уменьшается вследствие перераспределения влаги по сечению, выноса ее к поверхностям и испарения за счет тепла, аккумулированного формой и изделием в процессе энергоподвода. Снижение влагосодержания в процессе охлаждения необходимо учитывать в том случае, если значение влагосодержания после сушки задается по технологии. Подсушка изделия при его охлаждении может способствовать сокращению длительности энергоподвода.

Процесс сушки и охлаждения длится 75—80 с. Это значит, что использование пористых металлических форм вместо гипсовых и увеличение интенсивно-

сти энергоподвода к системе форма—изделие позволяют более чем в 3 раза сократить чистое время сушки изделий и в 2,2—2,5 раза сократить длительность технологического процесса (обработки изделия в сушильно-формовочном агрегате).

Модернизация действующей сушильной установки предусматривает монтаж коллекторов энергоподвода и охлаждения с насадками для подачи газозвушной смеси и воздуха, а также размещение дополнительных тяго-дутьевых устройств. При этом производительность сушильно-формовочного агрегата существенно увеличивается.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Булавин Н.А. Теплотехника в производстве фарфора и фаянса. — М., 1972. — 12. — 440 с. 2. А. с. Англия 1.124.291. F26B15/00 1968. 3. Туманов Н.С. Автоматизированная линия для производства полых фарфоровых изделий // Стекло и керамика. — 1971. — № 7. — С. 43—45.

УДК 662.6.004.14

Е.Г.МИГУЦКИЙ, канд.техн.наук,  
Д.А.ХУДОЛЕЙ (БПИ)

### ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ УТИЛИЗАЦИИ ТЕПЛОВЫХ ВТОРИЧНЫХ ЭНЕРГОРЕСУРСОВ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

При разработке вопросов утилизации тепловых вторичных энергетических ресурсов (ВЭР) наряду с организационными и техническими задачами необходимо искать пути создания оптимальной системы использования ВЭР. Наличие на предприятии нескольких потребителей тепла ВЭР, их разных температурный режим работы позволяет при использовании вторичных энергоресурсов иметь несколько вариантов построения системы утилизации.

Основным видом тепловых ВЭР на машиностроительных предприятиях является тепло дымовых газов от нагревательных и термических печей, утилизацию которого целесообразно осуществлять последовательно ступенчатым использованием [ 1, 2 ]. Это позволит наиболее полно использовать энергетический потенциал топлива.

Системы утилизации тепла уходящих газов представляют собой совокупность блоков, связанных между собой материальными и энергетическими потоками таким образом, что выходные переменные одних блоков оказываются входными параметрами других. Здесь, как правило, существует влияние каждого блока на общий критерий оптимизации.

В качестве критерия оптимизации для систем утилизации используется показатель приведенного дохода [ 3 ]:

$$D = \sum_{i=1}^n \Pi_i G_i - \sum_{i=1}^n S - E_n K ,$$

где  $\Pi_i$  — цена утилизируемой энергии  $i$ -й установки, руб./МДж;  $G_i$  — годовой



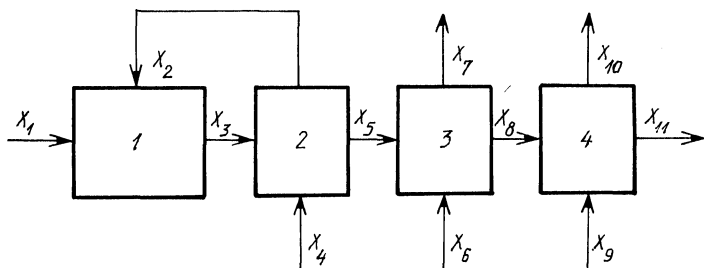


Рис. 1. Схема использования тепла уходящих газов термических печей кузнечного цеха: 1 – термическая печь; 2 – теплообменник для подогрева воздуха, поступающего на горение; 3 – газоводяной теплообменник; 4 – теплообменник для подогрева вентиляционного воздуха.

выпуск утилизированной энергии, ед. энергии;  $\sum_{i=1}^n S$  – суммарные эксплуатационные затраты, руб/год;  $E_n$  – нормативный коэффициент эффективности капиталовложений;  $K$  – стоимость производственных фондов, руб.

В качестве примера рассмотрим систему утилизации тепла уходящих газов энергетических печей. Анализ показал, что в кузнечном цехе вероятными потребителями тепла уходящих газов печей могут быть такие системы, как подогрев дутьевого воздуха и теплофикационной воды, а также воздушное отопление цеха. Поскольку нагрев дутьевого воздуха происходит до температуры 300–350 °С, воды до 150 °С и воздуха для воздушного отопления до 70 °С, целесообразно применение ступенчатой схемы утилизации (рис. 1).

Математическая модель оптимизируемой системы утилизации описывается следующей системой уравнений и неравенств:

$$a_{11}X_1 + a_{12}X_2 - X_3 = 0, \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} a_{23}X_3 + a_{24}X_4 - X_2 &= 0; \\ a_{33}X_3 + a_{34}X_4 - X_5 &= 0; \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} a_{45}X_5 + a_{46}X_6 - X_7 &= 0; \\ a_{55}X_5 + a_{56}X_6 - X_8 &= 0; \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} a_{67}X_7 + a_{56}X_6 - X_8 &= 0; \\ a_{77}X_7 + a_{79}X_9 - X_{11} &= 0; \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$X_2 = X_1 K; \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} X_{11} &= 1; \quad a_{23} + a_{33} = 1; \quad a_{45} + a_{55} = 1; \quad a_{67} + a_{77} = 1; \\ a_{12} &= 1; \quad a_{24} + a_{34} = 1; \quad a_{46} + a_{56} = 1; \quad a_{67} + a_{79} = 1; \\ 0,1 &\leq a_{23} \leq 0,3; \quad 0,7 \leq a_{33} \leq 0,9; \quad 0,2 \leq a_{45} \leq 0,6; \quad 0,4 \leq a_{55} \leq 0,8; \\ 0,4 &\leq a_{67} \leq 0,6; \quad 0,4 \leq a_{77} \leq 0,6; \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$X \leq 0,055 \text{ кг/с}, \quad (7)$$

$$\left. \begin{aligned} X_6 &\leq 40 \text{ кг/с}; \\ X_9 &\leq 27 \text{ кг/с}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

В данной модели  $X_1$  — основной энергоресурс, поступающий со стороны;  $X_3, X_5, X_8, X_{11}$  — вторичные энергоресурсы, производимые в системе утилизации;  $X_2, X_7, X_{10}$  — основные продукты, производимые в системе;  $a_{ij}$  — доля использования  $j$ -го энергоресурса при производстве  $ij$ -го продукта (основного или вторичного);  $K$  — коэффициент, характеризующий соотношение газ—воздух.

Системы уравнений (1)–(8) представляют собой балансовые соотношения элементов схемы утилизации. В системе (6) равенства вида  $\sum a_{ij} = 1$  отражают требование полного использования  $j$ -го энергоресурса. Неравенства вида  $a_{ij} \leq a_{ij} \leq a_{ij}$  характеризуют технические возможности аппаратного оформления процессов, происходящих в элементах схемы при различных способах утилизации вторичных энергоресурсов. При этом  $a_{ij}$  и  $a_{ij}$  — соответственно, нижний и верхний пределы изменения  $a_{ij}$ .

Целью оптимизации исследуемой системы утилизации является минимизация целевой функции

$$F = \sum_j C_j(a_{ik})X_j,$$

где  $C_j$  — стоимость используемых энергоресурсов.

При рассмотрении различных схем утилизации изменения вносятся в основном в энергетическую составляющую эксплуатационных затрат. Поэтому сравнение их вариантов проводилось по количеству энергоресурсов, замещаемых за счет использования ВЭР, с учетом капитальных затрат. Особенностью проведенного поиска оптимального варианта системы утилизации является учет не только количественных, но и качественных показателей утилизируемой энергии. Для этого рассматривался не расход замещаемой энергии, а расход энергии с использованием введенного понятия ее стоимости.

Задача нахождения оптимальной схемы сводится к оптимизации различных схем, включающих в свою структуру утилизационное оборудование. Оптимизация каждого варианта проведена методами линейного программирования с использованием стандартной программы на ЭВМ "Искра 226". В качестве утилизационного оборудования рассмотрены регенератор для подогрева дутьевого воздуха, трубчатый водоподогреватель для подогрева теплофикационной воды, теплообменник для подогрева приточного воздуха и пластинчатый теплообменник для нагрева воздуха, идущего на воздушное отопление. В качестве сравниваемых вариантов использовались различные комбинации перечисленного оборудования.

В результате оптимизационного расчета получено, что наиболее оптимальной является схема, включающая 4 ступени утилизации. Капитальные затраты при этом составляют 19320 руб., а экономический эффект 40657 руб. Температура дымовых газов при этом снижается с  $900^\circ\text{C}$  на входе в рекуператор до  $40^\circ\text{C}$  на выбросе из цеха.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Равич М.Б. Экономия топлива в промышленной энергетике. — М., 1982. — 225 с.
2. Повышение эффективности использования топливно-энергетических ресурсов на машиностроительных предприятиях / В.М.Букато, А.И. Козлов, Е.Г. Мигуцкий, Д.А. Худолей. Минск, 1983. — 22 с.
3. Островский Г.М., Волин Ю.М. Методы оптимизации сложных химико-технологических схем. — М., 1970. — 150 с.

УДК 66.095.5

А.П.НЕСЕНЧУК, В.А.СЕДНИН, В.Н.РОМАНИЮК,  
канд-ты техн. наук, А.П.ВАЛУЕВ, В.И.ЧЕРНЫШЕВИЧ,  
Д.И.ШКЛОВЧИК (БПИ)

### К ВОПРОСУ О СОСТОЯНИИ ДИСПЕРСНОЙ СИСТЕМЫ В ТЕРМИЧЕСКОМ ПРОМЫШЛЕННОМ ДЕСОРБЕРЕ

В результате выделения газообразного сорбата возможно псевдооживление дисперсного материала [ 1 ] .

Традиционный вариант термического десорбера с псевдооживленным слоем показан на рис. 1, а. Псевдооживление обеспечивается подачей газообразной фазы газодувкой 1 под газораспределительную решетку 2. При этом скорость газообразной фазы в нижнем сечении десорбера  $w_{гн}$  выразится из условия [ 2 ]

$$w_{гн} \geq (v_r/d) \frac{A_r}{1400 + 5,22 \sqrt{A_r}} .$$

Эта скорость обеспечивает минимальное псевдооживление в нижнем сечении. Сорбент, насыщенный сорбатом, поступает через штуцер 4 и перемещается к патрубку 5. Благодаря подводу теплоты от нагревателя 3, по мере движения твердой фазы, происходит десорбция газообразного сорбата, который, смешиваясь с псевдооживленным агентом, поднимается вверх. Задаваясь расходом твердой фазы на единицу сечения десорбера  $G_r$  и начальной адсорбцией твердой фазы  $a$ , можно найти расход сорбата на единицу сечения аппарата:

$$G_r = a G_r .$$

Эквивалентная скорость будет

$$w_{га} = a G_r / \rho_r . \quad (1)$$

Если предположить, что сорбат и псевдооживляющий агент несжимаемы, то скорость газообразной фазы в верхнем сечении составит

$$w_{гв} = w_{гн} + w_{га} .$$

Для определения порозности в верхнем сечении воспользуемся [ 2 ]

$$w_r = (v_r/d) \frac{A_r \epsilon^{4,75}}{18 + 0,6 \sqrt{A_r} \epsilon^{4,75}} . \quad (2)$$

Объем газообразной фазы, выносимой с частицами

$$V_{\Gamma} = w_{\Gamma} / \rho_{\Gamma} = \frac{\epsilon_0 \cdot G_{\Gamma}}{\rho_{\Gamma} (1 - \epsilon_0)},$$

где  $\epsilon_0$  — порозность плотного слоя.

Тогда скорость газообразной фазы в верхнем сечении

$$w_{\Gamma\text{в}} = w_{\Gamma\text{н}} + w_{\Gamma\text{а}} - \frac{\epsilon_0 \cdot G_{\Gamma}}{\rho_{\Gamma} (1 - \epsilon_0)}, \quad (3)$$

С учетом (1) и (2) записываем выражение для порозности в верхнем сечении десорбера:

$$(\nu_{\Gamma} / d) \frac{Ar \cdot \epsilon^{4,75}}{18 + 0,6 \sqrt{Ar \cdot \epsilon^{4,75}}} = w_{\Gamma\text{н}} + \frac{a G_{\Gamma}}{\rho_{\Gamma}} - \frac{\epsilon_0 G_{\Gamma}}{\rho_{\Gamma} (1 - \epsilon_0)}. \quad (4)$$

Теперь нетрудно получить выражение, связывающее параметры дисперсной системы, которые обеспечивают минимальное псевдооживление вверху десорбера при отсутствии продувки аппарата псевдооживляющим агентом ( $w_{\Gamma\text{н}} = 0$ ), рис. 1, б

$$(\nu_{\Gamma} / d) \frac{Ar}{1400 + 5,22 \sqrt{Ar}} \leq a G_{\Gamma} / \rho_{\Gamma} - \frac{\epsilon_0 G_{\Gamma}}{\rho_{\Gamma} (1 - \epsilon_0)}. \quad (5)$$

Из (4), (5) получаем значение минимальной степени насыщения сорбента, необходимое для начала псевдооживления в верхнем сечении десорбера без дополнительной продувки снизу псевдооживляющим агентом:

$$a \geq \rho_{\Gamma} \left[ \frac{\epsilon_0}{\rho_{\Gamma} (1 - \epsilon_0)} + (\nu / d G_{\Gamma}) \frac{Ar}{1400 + 5,22 \sqrt{Ar}} \right]. \quad (6)$$

Часть в скобках выражения (6) содержит два слагаемых. Первое из них представляет собой сорбат, компенсирующий отток газообразной фазы, которая отводится через патрубок 5 (рис. 1) потоком твердой фазы. Это слагаемое достаточно мало в сравнении со вторым, так как плотность твердой фазы гораздо выше, чем газообразной. Минимальное значение адсорбции  $a$ , необходимое для термпсевдооживления, задается в основном вторым слагаемым (6). Учитывая, что

$$Ar = \frac{g d^3 (\rho_{\Gamma} - \rho_{\Gamma})}{\nu_{\Gamma}^2 \rho_{\Gamma}},$$

и отбросив в (6) второстепенные члены, получим с точностью до постоянного множителя

$$a \geq \text{const } d^2 \rho_{\Gamma} / G_{\Gamma} \nu_{\Gamma}. \quad (7)$$

Из (7) видно, что наибольшее влияние на минимальную степень насыщения оказывает размер частиц сорбента. Плотность газовой фазы  $\rho_{\Gamma}$  оказывает

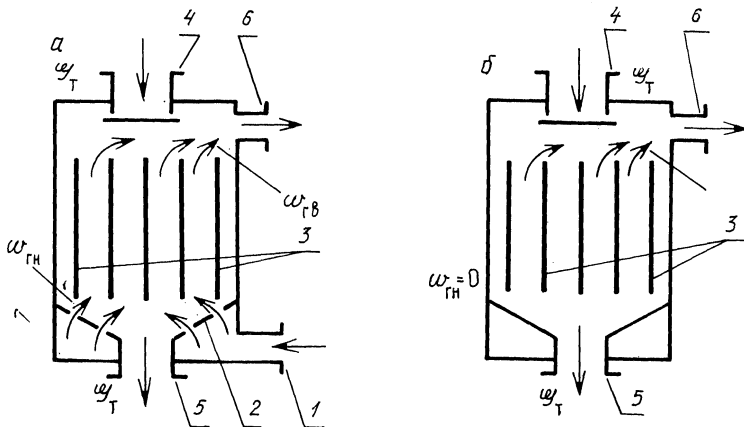


Рис. 1. Схема термического десорбера:  
а — с псевдоожижающим агентом; б — с термопсевдоожиженным слоем.

воздействие на процесс лишь через кинематическую вязкость газообразной фазы. Из (7) делаем заключение, что теоретически термопсевдоожижение возможно при любых значениях адсорбции  $a$ . Для этого нужно лишь увеличить расход твердой фазы  $G_T$ . Однако практически соотношение (6) накладывает весьма жесткие условия на выбор типа сорбента из-за того, что скорость (расход) твердой фазы и диаметр частиц могут изменяться в небольших пределах, определяемых такими факторами, как неразрывность потока твердой фазы, унос мелких фракций из аппарата и др.

Таким образом, если на входе в аппарат выполняется условие (6) (причем левая часть превышает правую в 1,5 и более раз), то можно перейти от аппарата с принудительным псевдоожижением (рис. 1, а) к аппарату с термопсевдоожиженным слоем (рис. 1, б). Такой переход обеспечивает значительную экономию энергоресурсов.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. С е д н и н В.А. Исследование аэродинамики дисперсного адсорбента в процессах тепловой регенерации. — Минск, 1977. — 170 с. 2. Б а с к а к о в А.П., Б е р г Б.В., Р ы ж к о в А.Ф. Процессы тепло- и массопереноса в кипящем слое. — М., 1978. — 248 с.

УДК 621.72.001.24(087)

Э.А.ГУРВИЧ, Н.П.ЖМАКИН, канд-ты техн.наук,  
Л.С.ТИМОШПОЛЬСКАЯ (БПИ)

#### ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ ПРЕСС-ФОРМ ДЛЯ ЛИТЬЯ ПОД ДАВЛЕНИЕМ

Тепловой режим пресс-форм при литье определяется большим числом факторов: геометрией пресс-формы и отливки, теплофизическими и упругими свойствами их материалов, условиями теплообмена на внешней поверхности

пресс-формы, контактными и начальными условиями в момент заполнения. Кроме того, на ее тепловой режим оказывает влияние наличие подвижных границ фаз затвердевающей отливки.

Процесс теплопереноса в таких системах, как отливка—пресс-форма, относится к наиболее сложным задачам теплопроводности. Точное их решение получить, как правило, не удастся из-за нелинейности и несимметричности. В последнее время все более широкое применение находят численные методы решения.

Рассмотрим задачу затвердевания и охлаждения отливки в пресс-форме с различными условиями теплообмена на внешней поверхности формы. Расчетная схема для решения одномерной, симметричной относительно центра отливки задачи представлена на рис. 1.

Температурное поле системы отливка—пресс-форма в общем виде описывается дифференциальным уравнением теплопроводности [ 1 ]:

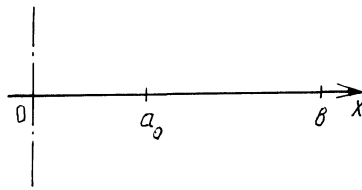


Рис. 1. Расчетная схема к задаче.

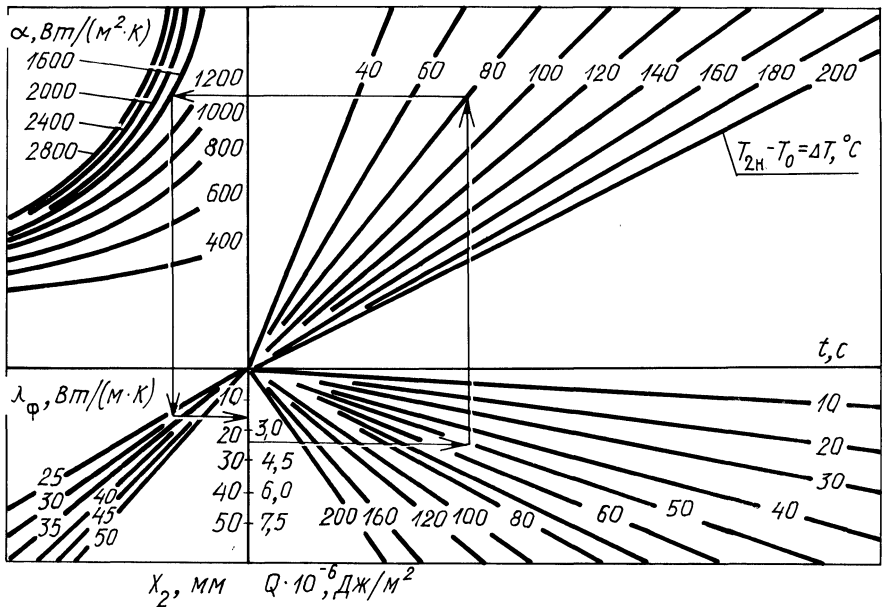


Рис. 2. Номограмма для выбора конструктивных параметров терморегулируемой пресс-формы и технологических параметров литья.

$$c_i \rho_i \frac{\partial T_i(x, t)}{\partial t} = \partial / \partial x \left[ \lambda_i \frac{\partial T_i(x, t)}{\partial x} \right], \quad i = 1, 2, \quad (1)$$

где  $c_i$  — удельная массовая теплоемкость;  $\rho_i$  — плотность и  $\lambda_i$  — коэффициент теплопроводности. Каждое из этих значений является функцией температуры, индекс  $i = 1$  относится к отливке ( $0 \leq x \leq a_0$ ), индекс  $i = 2$  — к пресс-форме ( $a_0 < x \leq b$ ). При  $x = b$  (охлаждаемая поверхность пресс-формы) граничное условие запишем в виде

$$-\lambda_2(T) \frac{\partial T_2(x, t)}{\partial x} = a(T_{2 \text{ пов}} - T_0), \quad (2)$$

где  $T_0$  — температура охлаждающей среды;  $a$  — коэффициент теплоотдачи, зависящий от условий охлаждения.

На контактной поверхности ( $x = a_0$ ) при наличии смазки и газового зазора совместные граничные условия имеют вид

$$-\lambda_1(T) \partial T_1 / \partial x = -\lambda_2(T) \partial T_2 / \partial x = \frac{(T_1 - T_2) (\lambda_{\Gamma} / \delta + a_{\Pi}) \lambda_{\text{см}} / \delta_{\text{см}}}{\lambda_{\text{см}} / \delta_{\text{см}} + \lambda_{\Gamma} / \delta + a_{\Pi}}. \quad (3)$$

Здесь  $\lambda_{\Gamma}$  и  $\lambda_{\text{см}}$  — коэффициенты теплопроводности газового зазора и материала смазки;  $\delta$  и  $\delta_{\text{см}}$  — толщина газовой прослойки и слоя смазки.

Решение системы уравнений (1)–(3) проводилось методом сеток. Расчетная сетка для отливки и пресс-формы строилась следующим образом. Отрезок  $[0, a_0]$  разбивался на  $n_1$  равных частей, а  $[a_0, b]$  — на  $n_2$  равных частей. Каждая часть соответствует шагу сетки на определенном участке. Аналог производных в уравнениях (1)–(3) записывается следующим образом:

$$\partial u_k / \partial t = \frac{u_k^{n+1} - u_k^n}{\tau}; \quad \partial u_k / \partial x = \frac{u_{k+1}^n - u_k^n}{h_k},$$

где  $\tau$  — шаг сетки по времени;  $h_k$  — пространственный шаг.

Для решения системы уравнений (1)–(3), записанных в конечно-разностном виде, использован метод прямой и обратной прогонки. Алгоритм решения в виде Фортран-программы реализован на ЭЦВМ ЕС 10-22. Некоторые результаты вычислений на ЭЦВМ представлены номограммой (рис. 2). Пользуясь этой номограммой, можно выполнять инженерный расчет температурного цикла литья под давлением, конструктивных и технологических параметров пресс-формы при заданной производительности машины. Номограмму можно также применять для поверочных расчетов технологических параметров литья в уже используемые пресс-формы и при разработке новых терморегулируемых пресс-форм.

Таким образом, разработанный метод расчета позволяет получить важные практические рекомендации при конструировании новых пресс-форм и разработке оптимальных параметров литья.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Есьман Р.И., Жмакин Н.П., Шуб Л.И. Расчеты процессов литья. — Минск, 1977. — 293 с.

## РЕЖИМ БЫСТРОГО КИПАЮЩЕГО СЛОЯ ДВУХКОМПОНЕНТНОЙ СИСТЕМЫ ВОЗДУХ–ТВЕРДОЕ ТЕЛО

Быстрый кипящий слой – это двухкомпонентная восходящая гетерогенная система (газ–твердые частицы), характеризующаяся достаточно высоким объемным содержанием твердых частиц ( $0,05 < \beta < 0,2$ ), значительным его изменением по высоте слоя, агрегацией частиц в группы (скопления), обширным обратным перемешиванием твердого компонента и скоростями скольжения, на порядок большими скоростей витания отдельных частиц.

В режиме быстрого, или форсированного процесса псевдоожижения возможно проведение непрерывных гетерогенных химических и каталитических процессов с высокой интенсивностью теплообмена.

Организационная структура и аэродинамические характеристики быстрого кипящего слоя мелкодисперсного катализатора крекинга нефти исследуются в ряде работ советских и зарубежных исследователей [1, 2]. Однако до настоящего времени нет четкой границы существования режима быстрого кипящего слоя двухкомпонентной системы воздух–твердое тело.

Схема и основные характеристики экспериментальной установки для исследования структуры и аэродинамики быстрого кипящего слоя приведены в [3]. Экспериментальный участок – колонка быстрого кипящего слоя – представляет собой цилиндрическую трубу внутренним диаметром 35 мм и высотой 3 м. Нижняя часть колонки высотой 1 м изготовлена из стали, а остальная часть высотой 2 м выполнена из стекла, что позволяет как визуально, так и с помощью оптических средств наблюдать за изменениями в структуре быстрого кипящего слоя. По высоте экспериментального участка имеются миллиметровые отверстия для отбора статического давления. Замер перепада статического давления по высоте быстрого кипящего слоя осуществлялся с помощью U-образных глицириновых дифманометров. Правильность показаний дифманометров, измеряющих перепад давления на разных участках колонки быстрого кипящего слоя, контролировалась сопоставлением суммы их показаний с показаниями дифманометра, измеряющего общий перепад давления. В качестве дисперсного материала использовались корунд со средним диаметром частиц  $\bar{d}_T = 50$  мкм, три фракции кварцевого песка с  $\bar{d}_T = 56,5$ ; 78,8 и 130 мкм и синтетический цеолит MgA с  $\bar{d}_T = 71$  мкм.

Плотность быстрого кипящего слоя  $\rho_{\Pi}$  определялась как отношение перепада статического давления к расстоянию между его отборами. Расход воздуха, подаваемого в колонку быстрого кипящего слоя, измерялся с помощью газовых счетчиков типа РГ-40-1, а расход дисперсного материала – весовым способом 0,01 кг и секундомером 6Г-2 с ценой деления 0,02 с.

Для определения скорости, при которой наступает режим быстрого псевдоожижения  $v_{\text{тр}}$ , колонка быстрого кипящего слоя наполовину заполнялась дисперсным материалом. Затем измерялся расход дисперсного материала на выходе из колонки быстрого кипящего слоя при различных скоростях возду-



ха (рис. 1). По мере приближения скорости несущего воздуха к скорости перехода транспорта  $v_{\text{тр}}$  наблюдался значительный унос частиц. По кривым, представленным на рис. 1, сложно определить точное значение скорости перехода  $v_{\text{тр}}$ .

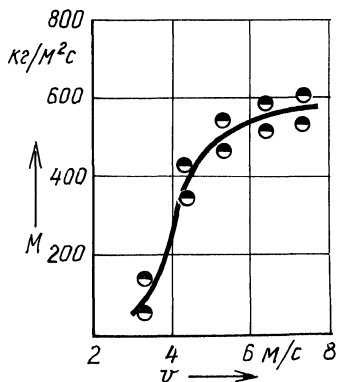


Рис. 1. Зависимость скорости циркуляции кварцевого песка ( $d_{\text{T}} = 78,8$  мкм) от скорости несущего воздуха.

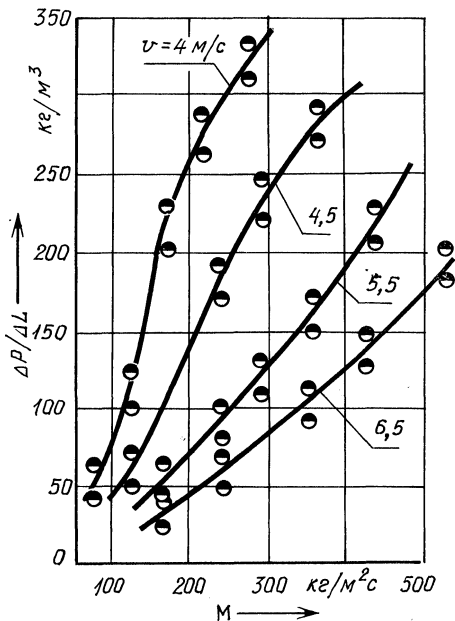


Рис. 2. Зависимость градиента давления от скорости циркуляции кварцевого песка ( $d_{\text{T}} = 78,8$  мкм) при различных скоростях несущего воздуха.

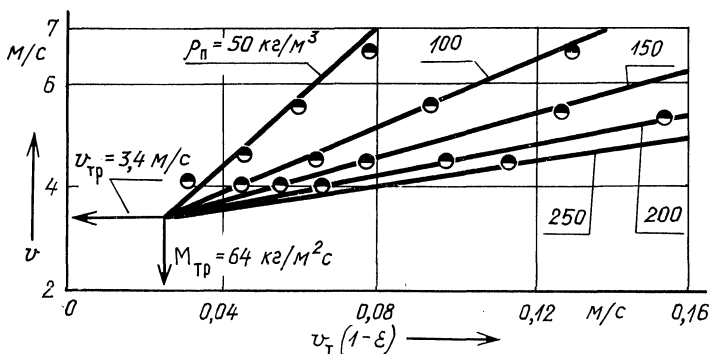


Рис. 3. Зависимость объемной скорости кварцевого песка ( $d_{\text{T}} = 78,8$  мкм) от скорости несущего воздуха при различных плотностях быстрого кипящего слоя.

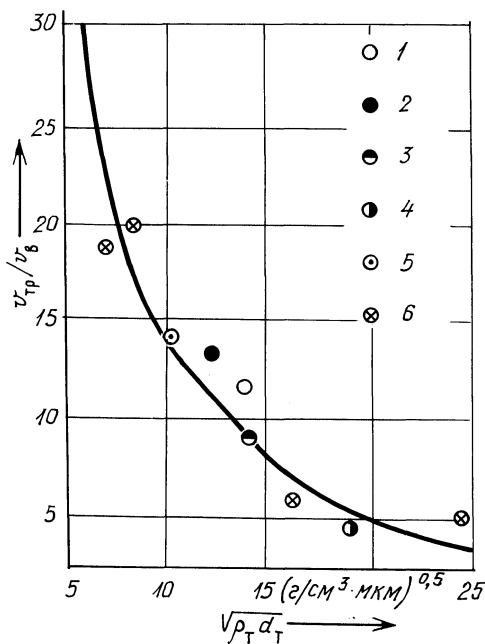


Рис. 4. Зависимость отношения скорости транспорта (перехода) к скорости витания одиночной частицы от параметра  $V^* \rho_T d_T^{0.5}$ : 1 – корунд,  $\bar{d}_T = 50$  мкм; 2 – кварцевый песок,  $\bar{d}_T = 56,5$  мкм; 3 – кварцевый песок,  $\bar{d}_T = 78,8$  мкм; 4 – кварцевый песок,  $\bar{d}_T = 130$  мкм; 5 – цеолит MgA,  $\bar{d}_T = 71$  мкм; 6 – данные [2].

Для точного определения скорости перехода была исследована зависимость плотности быстрого кипящего слоя от скорости циркуляции дисперсного материала при различных скоростях воздуха. Градиент давления измерялся в средней части колонки быстрого кипящего слоя на расстоянии 0,87–1,8 м от дна колонки (рис. 2).

На основании рис. 2 были построены зависимости скорости воздуха  $v$  от объемной скорости твердых частиц  $v_T (1 - \epsilon)$  при постоянной плотности быстрого кипящего слоя (рис. 3). Здесь они представляют собой прямые линии, сходящиеся в одной точке, которая соответствует началу направленного движения обеих фаз (твердой и газообразной). Вследствие постоянного уноса дисперсного материала из слоя (турбулентного или пузырькового) эта точка пересечения всегда имеет положительную координату.

В результате проведенных исследований была определена скорость начала режима быстрого псевдооживления. Для корунда она составляет 3,2 м/с, для кварцевого песка – 2,9; для фракций с  $d_T = 56,7, 78,8$  и 130 мкм – соответственно 3,4 и 4 м/с; для цеолита MgA – 2,5 м/с.

Следует отметить, что с увеличением параметра  $\sqrt{v_T d_T}$  происходит уменьшение отношения скорости перехода  $v_{tr}$  к скорости витания  $v_s$  одиночной частицы в неограниченном пространстве. На рис. 4 представлена такая зависимость, а на рис. 5 указаны ориентировочные границы существования режимов движения системы воздух–твердое тело для мелкодисперсного материала.

Необходимо отметить, что верхняя граница режима быстрого псевдооживления определялась условно по скорости воздуха, при которой визуально уже не наблюдалось обширное обратное перемешивание твердых частиц.

Таким образом, скорость перехода  $v_{tr}$  делит двухкомпонентное течение

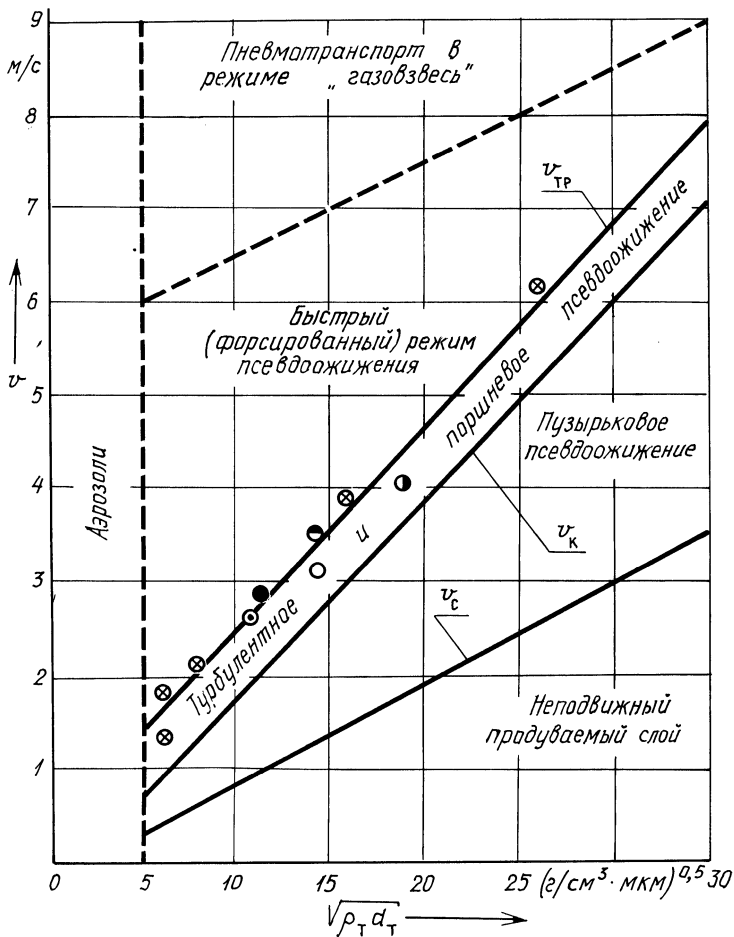


Рис. 5. Границы существования режимов движения системы воздух—твердое тело для мелкодисперсного материала (обозначения условные — на рис. 4).

системы газ—твердое тело на две группы состояний. При скоростях газа, меньших скорости перехода, находятся пузырьковый, турбулентный и поршневой режимы псевдооживления. В этих режимах слой, за исключением некоторого уноса частиц, не испытывает направленного движения. При скорости газа, большей скорости перехода, находится режим направленного движения дисперсного материала, который охватывает широкий диапазон состояний: от течения в режиме быстрого кипящего слоя до течения в режиме газозвеси.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Разумов И.М. Пневно- и гидротранспорт в химической промышленности. — М., 1979. — 248 с. 2. I. Yeruschalmi and N.T. Cankurt. Further Studies of the Regimes of Fluidization // Powder Technology, 1979, v. 24, p. 187–205. 3. Сапун Н.Н., Славчев С.Д. Быстрый кипящий слой // Исследование процессов переноса в дисперсных системах. — Минск, 1981. — С. 106–112.

## МИКРОПРОЦЕССОРНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ ГОРЕНИЯ

Необходимость экономии топливно-энергетических ресурсов и уменьшения загрязнения окружающей среды вредными выбросами выдвигает актуальную задачу создания качественно новых систем управления процессом сжигания топлива в котлоагрегатах. Котлоагрегат как объект регулирования представляет собой сложную динамическую систему с высоким уровнем пульсаций параметров и неявно выраженной информацией о качестве сжигания топлива. Это требует учета нелинейностей регулирующих органов, взаимных связей между отдельными топочными параметрами, а также использования в системе динамической модели объекта регулирования и изменения параметров системы регулирования в зависимости от нагрузки котлоагрегата и т. д. Решение этих и других вопросов с помощью традиционных аналоговых средств регулирования крайне затруднительно и нуждается в использовании принципиально новых устройств. К таким устройствам относятся электронные цифровые вычислительные машины, в частности микропроцессорная техника [ 1 ] .

На рис. 1 приведена функциональная схема микропроцессорной системы управления процессом горения в топке котлоагрегата. Система управления выполнена на базе микроЭВМ "Электроника-60М". Связь микроЭВМ с управляемым котлом осуществляется через устройство сопряжения с объектом (УСО). Сигналы с датчиков котла поступают в УСО, фильтруются, нормируют-

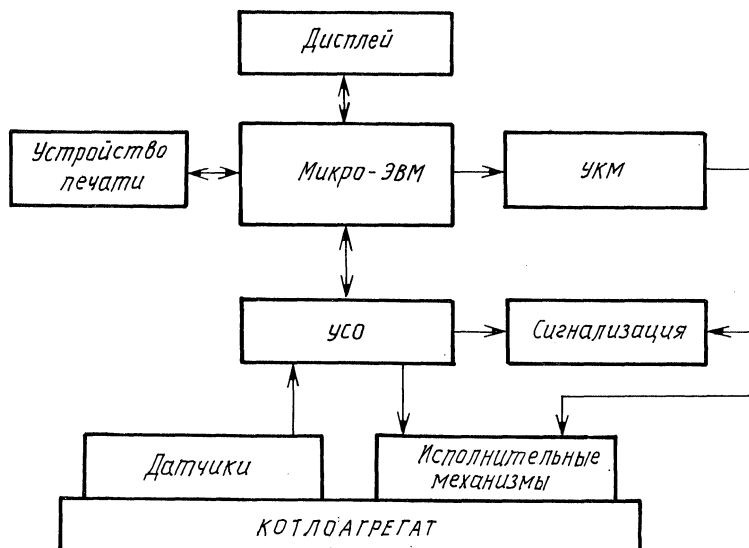


Рис. 1. Функциональная схема микропроцессорной системы управления процессом горения.

ся и далее подаются в микроЭВМ в виде 16-разрядных кодов, сформированных в аналогоцифровом преобразователе (АЦП). АЦП подключается поочередно к каждому датчику с помощью коммутатора входных сигналов. Коды выходных сигналов микроЭВМ поступают в УСО, где дешифруются и преобразуются с помощью герконов в дискретные сигналы. Дискретные выходы микроЭВМ используются для непосредственного цифрового управления (НЦУ) приводами исполнительных механизмов котла и включения соответствующих сигнализаций. В системе предусмотрено 16 аналоговых входов и 16 дискретных выходов.

Связь оператора с микроЭВМ осуществляется с помощью устройства печати и дисплея с пультом цифрового и аналогового ввода. Устройство печати предназначено для периодической регистрации ряда параметров в соответствии с установленным перечнем, а также для фиксирования сообщений об аварийных отклонениях параметров. Дисплей служит для высвечивания результатов вычислений; пульт ввода — для подачи команд на выполнение требуемых функций, а также для ввода в микроЭВМ новых значений параметров.

В системе предусмотрен непрерывный контроль исправности датчиков и непосредственно микроЭВМ. При обнаружении их отказа, с целью защиты объекта от ложных регулирующих воздействий со стороны системы, отключается управление соответствующими регулируемыми органами и включаются световая и звуковая сигнализации. Исправность датчиков оценивается путем сравнения их сигналов с соответствующими заданными значениями. Исправность микроЭВМ контролируется как программно, путем проведения тестовых вычислений, так и с помощью автономного устройства контроля микроЭВМ (УКМ). После завершения каждого цикла расчетов УКМ получает от микроЭВМ тестовый сигнал подтверждения исправности. Если в течение заданного промежутка времени сигнал подтверждения не поступил, то УКМ формирует сигнал о неисправности микроЭВМ и отключает управление регулирующими органами.

Система управления работает в реальном масштабе времени с периодом квантования, равным одной секунде. Отсчет времени ведется по собственному таймеру микроЭВМ.

Алгоритм управления, реализованный в виде программы, хранится на гибких магнитных дисках. МикроЭВМ автоматически загружает программу в оперативную память и начинает ее выполнять после включения системы в работу и введения пусковой клавиши.

В задачу системы входит поддержание оптимального соотношения топливо—воздух в топке котла и стабилизация заданного разрежения вверху топки путем управления расходами воздуха и дымовых газов. Оптимальное соотношение топлива и воздуха оценивается по косвенному параметру — содержанию остаточного кислорода в дымовых газах. Оптимальные значения остаточного кислорода в дымовых газах на разных нагрузках периодически вводятся оператором в память микроЭВМ на основании измерения содержания продуктов химнедожога в дымовых газах. С целью повышения быстродействия и точности поддержания оптимального соотношения топливо—воздух используется опережающий сигнал расчетного коэффициента избытка воздуха. Коэффициент избытка воздуха рассчитывается по формуле  $a = G + A_2/A_1 B$ , где  $G$  и  $B$  — расход воздуха и топлива;  $A_1$  и  $A_2$  — коэффициенты, учитывающие соот-

ответственно элементарный состав топлива и присосы воздуха в топку. Коррекция коэффициентов  $A_1$  и  $A_2$  производится автоматически путем математического моделирования соотношений между основными топочными параметрами.

Для синхронизации работы основных систем (топлива, воздуха и разрежения) регулирования топочного процесса предусмотрены упреждающие динамические связи. При этом на регулятор воздуха подается дополнительный упреждающий сигнал по скорости изменения расхода топлива, а на регулятор разрежения — упреждающий сигнал, пропорциональный ошибке регулирования регулятора воздуха.

С целью поддержания в системе максимально возможных коэффициентов усиления регуляторов и предупреждения автоколебаний при возмущениях, соизмеримых с нелинейностями (зоной нечувствительности и люфтом) регуляторов и регулирующих органов, предусмотрена их корректировка в зависимости от степени возмущений.

В системе реализована автоподстройка основных динамических параметров контуров регулирования в зависимости от расхода топлива (тепловой нагрузки), которая представлена в памяти микроЭВМ как кусочно-линейная функция. Ее константы в узловых точках могут изменяться как вручную оператором, так и автоматически по программе идентификации объекта регулирования. Идентификация объекта регулирования производится методом пассивного эксперимента сравнением и анализом реакций объекта регулирования и модели объекта на входные возмущения. При этом параметры модели объекта изменяются таким образом, что разница сигналов объекта регулирования и модели объекта стремится к минимуму.

Опишем работу схемы. Через каждую секунду в темпе технологического процесса по командам таймера в системе происходит самодиагностика: опрашиваются датчики, фильтруется и нормируется поступившая с них информация, вырабатываются управляющие воздействия и передаются к исполнительным механизмам регулирующих органов, проводится идентификация основных участков объекта регулирования и на ее основе осуществляется автоматическая корректировка значений динамических параметров. Время, затраченное микроЭВМ на управление одним котлом в каждом цикле расчетов, составляет около ста миллисекунд. В свободное от управления время (от момента окончания текущего до момента начала очередного цикла расчетов) микроЭВМ выводит заданную информацию на печатающее устройство и вступает в диалог с оператором при его запросе.

Система позволяет управлять процессом сжигания топлива как одновременно на двух котлоагрегатах типа ДКВР-10/13, так и на каждом из них в отдельности.

Система управления процессом горения внедрена и находится в опытно-промышленной эксплуатации. Результаты испытаний и накопленный опыт эксплуатации показали, что она имеет более высокую динамическую и статическую точность регулирования, чем традиционные аналоговые схемы. Это позволяет повысить экономичность сжигания топлива, а также уменьшить загрязнение окружающей среды вредными выбросами. Система может быть рекомендована для управления процессом сжигания топлива в газомазутных котлоагрегатах, работающих в широком диапазоне изменения нагрузок.

## ЛИТЕРАТУРА

1. К вопросу использования микроЭВМ для автоматизации тепловых процессов на электростанциях / А.А.Москаленко, Г.Т.Кулаков, А.Д.Качан и др. – Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика. – 1981. – № 9. – С. 45–50.

УДК 661.242

В.А.КОВАЛЕВ, Н.Н.САПУН, С.В.СОМОВА,  
канд-ты техн.наук, И.О.ГАЕВАЯ (БПИ)

### МЕТОДИКА РАСЧЕТА СТЕПЕНИ ВЫГОРАНИЯ ПАРОВ СЕРЫ В ПРОМЫШЛЕННЫХ УСТАНОВКАХ

Расчет степени выгорания паров серы в промышленных установках в зависимости от времени их нахождения в зоне горения или продольных размеров печи может быть осуществлен по следующим параметрам: производительности печи по сере  $(G_{s_2})_0$ , линейным размерам печи, расходу подаваемого в печь воздуха  $w_0 F$  или коэффициенту избытка воздуха, так как

$$(G_{s_2})_0 = w_0 F / v_{\text{теор}} a ,$$

где  $v_{\text{теор}} = 3,333 \text{ м}^3/\text{кг}$  – стехиометрический объем воздуха,  $w_0$  – осевая составляющая скорости газа.

Расчет степени выгорания паров серы в зависимости от времени ее горения производят на основании уравнения кинетики горения [ 1 ] :

$$a^2/A_0 (C_{O_2})_0^2 \int_0^{\Omega} \frac{\exp(-E/RT)}{(T_0/T)^2 (1-\Omega)(a-1+\Omega)^2} d\Omega = \int_0^{\tau} d\tau, \quad (1)$$

где  $A_0$  – предэкспоненциальный член константы горения серы;  $E$  – энергия активации химической реакции окисления серы;  $R$  – универсальная газовая постоянная;  $T_0$  – температура кипения серы, принятая равной 718 К;  $T$  – текущая температура паров серы;  $\Omega$  – степень выгорания паров серы.

Воспользовавшись соотношением

$$d\tau = T_0/T w_0 dx \quad (2)$$

и подставив его в уравнение кинетики горения (1), находим связь между степенью выгорания паров серы и продольными размерами печи:

$$\frac{a^2 w_0}{A_0 (C_{O_2})_0^2} \int_0^{\Omega} \frac{\exp(-E/RT)}{(T_0/T)^3 (1-\Omega)(a-1+\Omega)^2} d\Omega = \int_0^x dx. \quad (3)$$

При адиабатных условиях сжигания серы в уравнение текущей температуры

$$T = T_0 + \frac{Q}{C_p 3,333 a} \Omega \quad (4)$$

подставляют заданные значения. Полученное значение температуры  $T$  вместе со значением коэффициента избытка воздуха  $a$  подставляют в уравнения кинетики горения (1) или (3). Интегрируя данные уравнения на ЭЦВМ, получают зависимость степени выгорания паров серы  $\Omega$  от времени их пребывания в зоне горения (1) при различной температуре, которая определяется коэффициентом избытка воздуха  $a$  или продольными размерами печи (3).

При внесении охлаждающих поверхностей в зону горения для определения зависимости степени выгорания паров серы от времени горения или продольных размеров печи необходимо дополнительно задать следующие значения: коэффициент теплоотдачи от паров серы к охлаждающей поверхности  $\alpha$ , температуру стенки охлаждающей поверхности  $T_w$ , площадь охлаждающей поверхности на единицу длины хода газового потока  $f$ .

Поскольку охлаждающие поверхности расположены не по всей длине печи, а занимают лишь ее определенную часть, процесс горения в такой печи разбивается на три зоны:

- 1) адиабатную до теплообменника;
- 2) неадиабатную в пределах теплообменника;
- 3) адиабатную за теплообменником.

Тогда степень выгорания паров серы по длине печи определяется последовательным решением уравнений кинетики горения в данных зонах.

В первой зоне имеем

$$\frac{a^2 w_0}{A_0 (C_{O_2})_0^2} \int_0^{\Omega_1} \frac{\exp(-E/RT)}{(T_0/T)^3 (1-\Omega)(a-1+\Omega)^2} d\Omega = \int_0^{x_1} dx,$$

где  $T$  находится по уравнению (4).

Получив для известного значения  $x_1$  значения  $T_1$  и  $\Omega_1$ , подставляем их в уравнение кинетики горения во второй зоне:

$$\frac{a^2 w_0}{A_0 (C_{O_2})_0^2} \int_{\Omega_1}^{\Omega_2} \frac{\exp(-ERT)}{(T_0/T)^3 (1-\Omega)(a-1+\Omega)^2} d\Omega = \int_{x_1}^{x_2} dx,$$

где температура  $T$  определяется из уравнения теплового баланса при наличии охлаждающих поверхностей в зоне горения:

$$-Q(G_{s_2})_0 \Delta\Omega = C_p \rho_0 w_0 F (T - T_1) + af(T - T_w) \Delta x,$$

откуда

$$T = \frac{T_1 + \frac{Q(G_{s_2})_0}{C_p \rho_0 w_0 F} (\Omega_2 - \Omega_1) + \frac{afT_w}{C_p \rho_0 w_0 F} (x_2 - x_1)}{1 + \frac{af}{C_p \rho_0 w_0 F} (x_2 - x_1)}$$



Имея для заданного  $x_2$  значения  $T_2$  и  $\Omega$ , подставляем их в уравнение кинетики горения в третьей зоне:

$$\frac{a^2 w_0}{A_0 (C_{O_2})_0^2} \int_{\Omega_2}^{\Omega} \frac{\exp(-E/RT)}{(T_0/T)^3 (1-\Omega) (a-1+\Omega)^2} d\Omega = \int_{x_2}^x dx,$$

где

$$T = T_2 + \frac{Q}{C_p 3,333 a} (\Omega - \Omega_2).$$

Для определения степени выгорания паров серы в зависимости от времени нахождения их в топочном пространстве при наличии охлаждающих поверхностей в зоне горения воспользуемся соотношением (2).

Предложенная методика расчета степени выгорания серы может быть использована для определения степени окисления паров серы в топочных пространствах имеющих печей или для качественных расчетов, с помощью которых устанавливаются конструктивные размеры новых печей.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Степанчук В.Ф., Ковалев В.А. Расчет процесса горения паров серы // Изв. вузов. Энергетика. - 1980. - № 11. - С. 123-127.

УДК 532.137

В.А.СЫЧИК, канд.техн.наук,  
П.А.ЛАВРИНОВИЧ (БПИ)

### ВИСКОЗИМЕТРИЯ ЖИДКИХ ЭЛЕКТРОИЗОЛЯЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Обеспечение бесперебойной и надежной работы энергетических аппаратов и устройств невозможно без контроля вязкости используемых жидких и вязкотекучих сред. Измерение вязкости жидких электроизоляционных материалов осуществляется с помощью вискозиметров, технические возможности которых в значительной степени обусловлены такими факторами, как диапазон контролируемых значений вязкости, ее зависимость от температуры, давления, плотности. Поэтому для анализа и синтеза методов и средств вискозиметрии жидких электроизоляционных материалов важно рассматривать математическую интерпретацию вязкости во взаимосвязи с вариацией указанных переменных.

Для многоатомных изоляционных жидкостей вязкость в соответствии с [1] записывается в следующем виде:

$$\eta = \eta_0 \frac{\theta [1 - \theta^2 / 2 e^{-\theta} (1 - e^{e^*/T})]}{1 - e^{-\theta}},$$

где  $\theta = 2/3\pi\sigma_0^3(p_i/\Omega kT)$  – вероятность обнаружения свободных частиц;  $\eta$  – вязкость паров жидкости в разреженном состоянии;  $p_i$  – внутреннее давление жидкости при данной температуре  $T$ .

Вязкость разбавленных и умеренно концентрированных растворов диэлектриков существенно зависит от содержания компонентов в них [ 2 ] :

$$\eta = \eta_0 \prod_i (1 + c[\eta]_i < \gamma_i >)^{x_i / \gamma_i},$$

где  $\eta_0$  – вязкость растворителя;  $\gamma$  – коэффициент, характеризующий межмолекулярное термодинамическое взаимодействие;  $c$  – концентрация раствора;  $[\eta]$  – характеристическая вязкость.

С учетом энергии активации  $H_0$  и вязкости растворителя  $\eta_0$

$$\eta = \eta_0 (1 - \gamma_c[\eta])^{1/\gamma} \exp \left\{ H_0 / RT \frac{a\Phi_0}{1 - a\Phi_0} \right\}. \quad (1)$$

Здесь  $\gamma$  – коэффициент, зависящий от качества растворителя;  $a = 0,4-0,8$  и зависит от доли свободного объема;  $\Phi_0$  – объемная доля полимера;  $c[\eta]$  – концентрация раствора.

Зависимость вязкости жидкости от ее свободного объема ( $V_f = V - V_0$ ) подчиняется следующей закономерности [ 3 ] :

$$\eta = (RT/V_f) (3d/a) \exp [ NAV'/V_f ],$$

где  $R$  – универсальная газовая постоянная,  $T$  – температура;  $d$  – межатомное расстояние;  $a$  – скорость звука;  $V'$  – минимальный объем частицы, участвующей в вязком течении;  $NA$  – число Авогадро. При этом  $V_f = NkT/p_i$ , где  $N$  – полное число частиц в данном объеме;  $k$  – постоянная Больцмана;  $p_i$  – внутреннее давление жидкости. Следовательно, выражение (1) характеризует зависимости вязкости от температуры и давления.

Количественное выявление соответствующих зависимостей  $\eta = F(p, c, \rho, T)$  и становится основой различных методов и средств контроля вязкости жидких диэлектриков.

Контроль вязкости электроизоляционных жидкостей включает способы, основанные на измерении скорости и времени истечения жидкости через капилляры; на определении силы сопротивления потоку движущейся жидкости. Отмеченные методы базируются на изучении явлений распространения механических, ультразвуковых и электромагнитных колебаний в жидкой среде.

Контроль вязкости путем измерения скорости и времени истечения жидкости через капилляры определяется формулой Пуазейля:

$$V = \pi \Delta p t R^4 / (8\eta l),$$

где  $\Delta p$  – разность давлений на концах капилляра (трубки);  $t$  – продолжительность протекания жидкости;  $l$  – длина капилляра,  $R$  – его радиус;  $\eta$  – динамическая вязкость.

Указанным способом можно измерять вязкость электроизоляционных материалов в реакционных сосудах. При этом контролируется время подъема испытуемой среды по капилляру в камеру под действием вакуума и истечения среды под действием избыточного давления.

Контроль вязкости жидких электроизоляционных материалов посредством определения силы сопротивления потоку движущейся жидкости базируется на известной зависимости:

$$F = \eta dV/dx ,$$

где  $\eta$  – динамическая вязкость жидкости,  $dV/dx$  – изменение скорости потока движущейся жидкости.

К данному классу относится группа крутильных (ротационных) методов, математически описываемых следующим выражением:

$$M = k\omega\eta ,$$

где  $M$  – момент вращающегося тела;  $k$  – постоянный коэффициент;  $\omega$  – угловая частота;  $\eta$  – динамическая вязкость. Если в качестве вращающегося тела используется цилиндр, то вязкость можно определить как

$$\eta = \frac{M}{4\pi\omega(4a^2 - 1/b^2)h} ,$$

где  $a$  – радиус цилиндра;  $h$  – его высота;  $b$  – внутренний радиус резервуара с жидкостью.

Наибольший интерес с точки зрения высококачественной аппаратной реализации представляют методы контроля вязкости жидких и композиционных электроизоляционных материалов, основанные на изучении явлений распространения механических, ультразвуковых и электромагнитных колебаний в жидкой среде.

Эффективным для контроля маловязких электроизоляционных жидкостей является метод колеблющейся струны, в котором используется связь динамической вязкости среды с параметрами колебательного движения струны. Аналитически ее можно представить в виде полинома [ 4 ]

$$\eta + R(2\omega\rho)^{1/2} \left(1 - \frac{\ln A_n/A_{n+j}}{\pi j}\right) \sqrt{\eta - R^2 \omega(\rho_0 + \rho)} \frac{\ln A_n/A_{n+j}}{2\pi j} = 0.$$

Здесь  $R$  – радиус струны;  $\rho_0, \rho$  – соответственно плотность материала и жидкости;  $\omega$  – круговая частота колебаний;  $A_n, A_{n+j}$  – амплитуды колебаний, следующих с интервалом в  $j$  периодов.

Для контроля электроизоляционных жидкостей повышенной вязкости достаточно эффективным является импедансный метод крутильных колебаний, который базируется на известной зависимости [ 5 ]:

$$\eta_1 \simeq (a_3 + a_4 + a_6)/2; \quad \eta_2 \simeq (a_2 + a_4 + a_5)/2, \quad \eta_3 = a_4/2 ,$$

где  $\eta_1, \eta_2, \eta_3$  – коэффициенты динамической вязкости;  $a_i (i = 1, \dots, 6)$  – коэффициенты вязкости Лесли.

При распространении сдвиговой акустической волны в контролируемой жидкости перпендикулярно ее боковой поверхности вязкость можно определить из выражения  $\eta = \delta^2 \omega \rho$ , где  $\delta$  – глубина проникновения крутильной волны в жидкость;  $\rho$  – плотность жидкости;  $\omega$  – частота крутильных колебаний.

С аналогичной целью может быть использован метод, описанный в [ 6 ], где вязкость жидкости контролируется посредством измерения средней скорости потока жидкости, которую поляризуют и наблюдают пульсации ЯМР в области перехода ламинарного потока в турбулентный.

Вязкость композиционных электроизоляционных жидкостей может определяться с высокой точностью в широком динамическом диапазоне посредством ультразвукового метода и метода корреляционной спектроскопии. В первом случае динамическая вязкость представляет однозначную функциональную зависимость от частоты Доплера:  $\eta = A_0 f_0 / F_d$ , где  $A_0$  — параметр, зависящий от плотности жидкости и скорости распространения в ней ультразвука;  $f_0$  — несущая частота;  $F_d$  — частота Доплера.

В другом случае вязкость определяется по коэффициенту диффузии вводимых в контролируемую жидкость сферических частиц путем измерения ширины несмещенной компоненты в спектре рассеянного света.

В заключение отметим следующее: анализ рассмотренных выше методов контроля вязкости жидких электроизоляционных материалов показывает, что важнейшими для измерения электроизоляционных жидкостей являются методы, основанные на изучении явлений распространения колебаний в жидкой среде, и методы, обусловленные определением силы сопротивления потоку движущейся жидкости.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. А н и с ь к и н М.Б., Я к о в л е в В.Ф. Исследование сдвиговой вязкости и поглощения ультразвука в жидкой фазе бензола в широком интервале температур // Журн. физ. химии. — 1978. — Т. 52. — № 10. — С. 2487.
2. Б у д т о в В.П. Вязкость растворов смесей полимеров // Высокомолекулярные соединения. 1979. — Т. 21. — № 21. — С. 422.
3. Н о з д р е в а В.Ф. Исследование вязкости жидких сплавов алюминия на основе акустических измерений // Журн. физ. химии, т. 53, № 5, 1979, с. 1199.
4. Л и т о в ч е н к о В.В. Исследование динамической вязкости этилена и пропилена // Теплофиз. свойства веществ и материалов, 1982, вып. 16, с. 79.
5. О с т р о в с к и й И.Н. Вязкость расплавов железо-бор и железо-фосфор. Журн. физ. химии, 1982, 56, № 1, с. 23.
6. А н и с и м о в М.А. Измерение вязкости жидкостей и размеров взвешенных частиц методом корреляционной спектроскопии оптического смещения // Инж.-физ. журн. — 1980. — Т. 38, № 4. — С. 651–655.

УДК 621.785.52(62–52):66.096.5

Г.Г.ТЮХАЙ (БТИ), Е.В.КРАВЧЕНКО,  
канд.техн.наук (БПИ)

#### УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ НАУГЛЕРОЖИВАНИЯ СТАЛИ В ЭЛЕКТРОТЕРМИЧЕСКОМ ПСЕВДООЖИЖЕННОМ СЛОЕ

Возможность прогнозирования свойств поверхностного слоя при цементации стали и управление ими рассматривались в [ 1–3 ]. В результате ухудшения качества химико-термической обработки стали, остановки процесса из-за аварии или, наконец, значительного загрязнения окружающей среды предполагается создание эффективной автоматической системы управления технологи-

ческим процессом (АСУТП). Успешное функционирование современных АСУТП во многом определяется применением мини- и микроЭВМ, способом согласования их с технологическим процессом, а также тем, как осуществляются ввод и вывод управляющих сигналов.

В электротермическом псевдоожженном слое с помощью микроЭВМ можно управлять такими процессами, как температурный режим изделия, подача псевдоожижающего газа, контроль высоты псевдоожиженного слоя и состояние псевдоожижения. Кроме этого, применение микроЭВМ позволяет достигать высокой точности регулирования процесса нагрева слоя и изделия, создает возможность циклического нагрева, экономию электроэнергии и достижение однородного содержания углеродного потенциала в изделиях различной формы и толщины: Большое значение при этом приобретает уже давно известное многоступенчатое управление процессом, с помощью которого можно оптимизировать распределение углерода и значительно сократить продолжительность цикла.

Целью работы явилось получение комплекса экспериментальных данных, необходимых для адекватного описания процесса цементации стали, и создание упрощенной математической модели для управления технологическим процессом с помощью микроЭВМ.

При обработке экспериментальных данных выделялись такие основные параметры процесса цементации, как температура  $T$ , время выдержки  $\tau$ , плотность тока  $j$ , скорость газового потока  $w_r$ , диаметр частиц слоя  $d_r$ , соотношение  $CO/CO + CO_2$ , которые оказывают совместное влияние на характер образования диффузионного слоя. Кроме перечисленных параметров, качество цементации зависит от содержания углерода и легирующих элементов в исходных изделиях. Известно, что ускорение процесса цементации стали возможно за счет сокращения времени нагрева изделия, повышения активности насыщающей среды, интенсификации поверхностных процессов на границе среда—металл.

Составление математической модели процесса цементации для косвенной оценки глубины диффузионной зоны и содержания углерода в изделиях представляет значительную трудность.

Сформулируем задачу управления процессом цементации стали таким образом: получить содержание углерода в поверхностном слое изделия 0,7–0,8 % C с "эффективной" глубиной диффузионного слоя 1,2–2 мм в диапазоне температур псевдоожиженного слоя 920–1050 °C в течение 10–60 мин.

Исходным статистическим материалом служили выборочные измерения, полученные пассивным экспериментом на установке диаметром 67 мм с высотой псевдоожиженного слоя 120 мм. Цементации подвергались цилиндрические изделия ( $\varnothing$  17 и высотой 35 мм) из стали Ст.3 с исходным содержанием углерода  $\sim 0,2$  %. Псевдоожижение слоя частиц графита с эквивалентным диаметром 127–500 мкм производилось азотом, смесью азота и воздуха. Нагрев слоя и изделия осуществлялся постоянным током [4].

В результате статистической обработки на ЭВМ получены следующие уравнения регрессии:

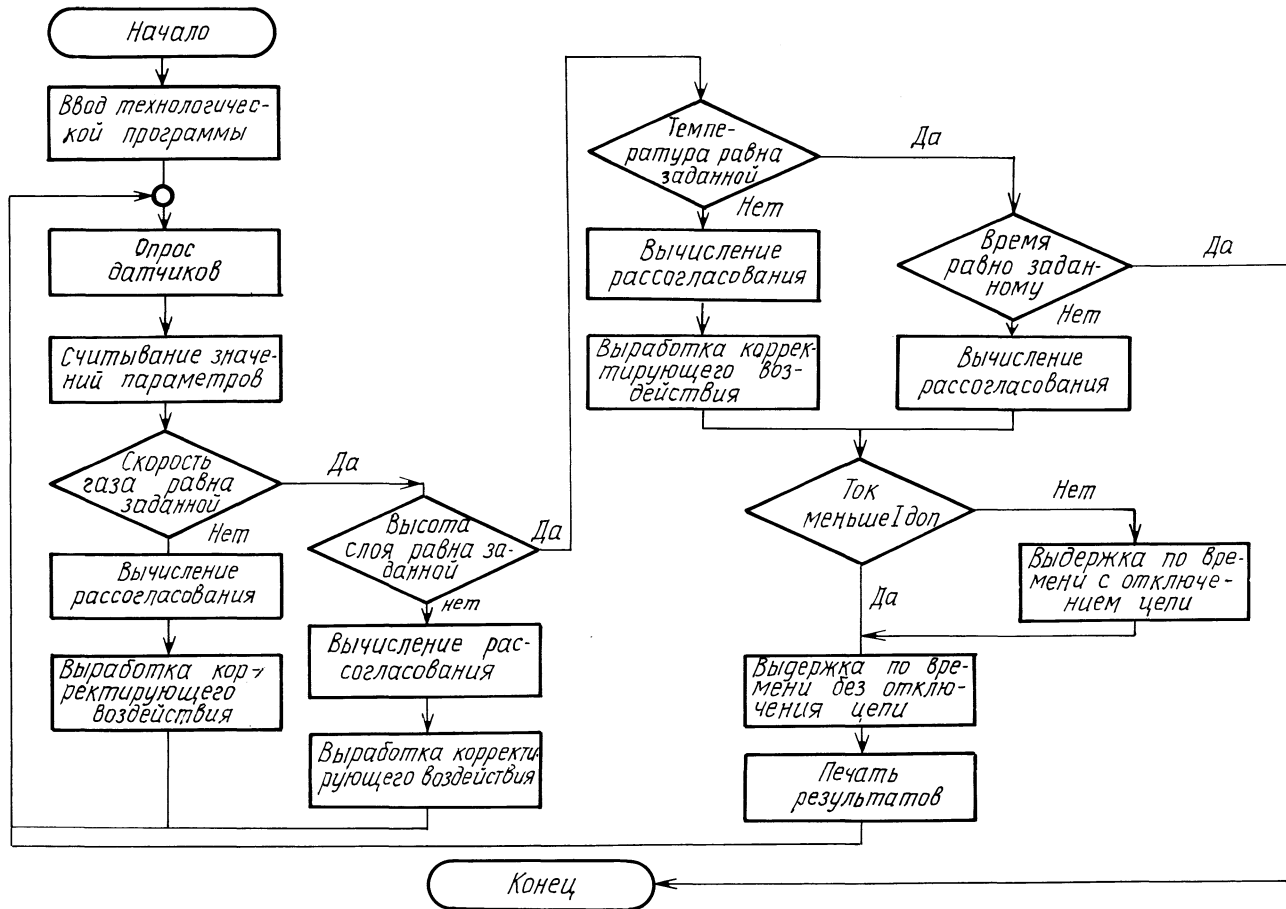


Рис. 1. Блок-схема управления процессом цементации стали.

$$T_{ст} = 775,1 + 54,7 \cdot j - 487,7 \cdot w_r^{20} \text{ } ^\circ\text{C} + 0,336 \cdot d_r, \quad (1)$$

$$C = -0,459 + 0,436 \cdot \text{EXP}(0,0059 \cdot \tau) + 0,167 \cdot \text{EXP}(0,0016 \cdot T), \quad (2)$$

$$h = -0,838 + 0,359 \cdot \text{EXP}(0,0185 \cdot \tau) + 0,0143 \cdot \text{EXP}(0,0041 \cdot T), \quad (3)$$

$$\text{CO}/\text{CO} + \text{CO}_2 = -168,5 + 0,019 \cdot H + 0,21 \cdot T. \quad (4)$$

Они использовались для разработки алгоритма управления процессом цементации стали. Для уравнения (1) – выборка  $N = 26$ , коэффициент корреляции

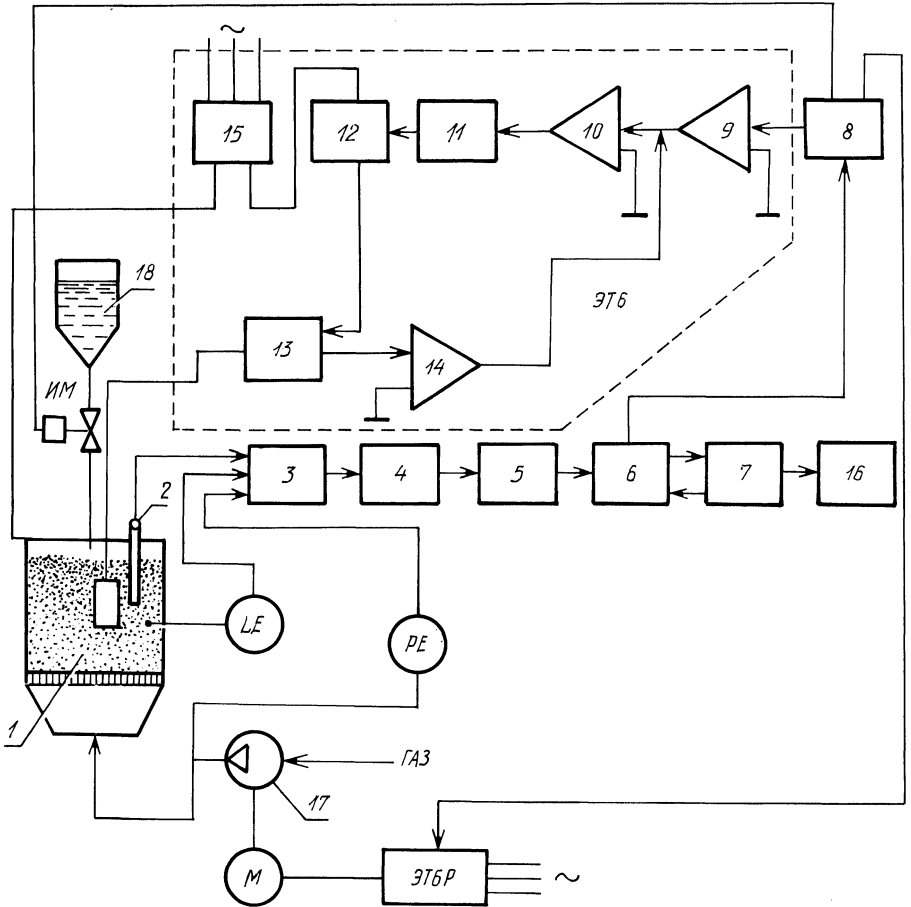


Рис. 2. Схема управления процессом цементации стали:  
 1 – установка с псевдооживленным слоем частиц графита; 2 – термопара; 3 – коммутатор; 4 – усилитель постоянного тока (УПТ); 5 – АЦП; 6 – устройство параллельного обмена; 7 – "Электроника-60М"; 8 – ЦАП; 9 – УПТ; 10 – регулятор тока; 11 – каналы управления; 12 – блок тиристоров; 13 – датчик тока; 14 – усилитель ОС по току; 15 – трансформатор; PE – датчик давления; LE – датчик уровня; 16 – АЦПУ. Тиристорный регулятор ЭТ 6; 17 – газодувка; 18 – бункер; М – двигатель; ИМ – исполнительный механизм.

$R = 0,36$ , погрешность  $\gamma = 4,6\%$ ; для (2), (3) — соответственно  $N = 19$ , критерий Фишера  $F = 1,2$ ,  $\gamma = 2,2\%$ ; для (4) —  $N = 16$ ,  $R = 0,69$ ,  $\gamma = 15\%$ . Блок-схема технологического процесса приведена на рис. 1.

Проанализируем алгоритм процесса управления температурой псевдоожженного слоя (рис. 2). Работа предлагаемой системы должна осуществляться следующим образом. МикроЭВМ в своей памяти имеет полученные уравнения регрессии и алгоритм решения по ним. В программу вводятся  $j$ ,  $w_r$ ,  $d_r$ ,  $H$ . Хромель-алюмелевая термопара, погруженная в псевдоожженный слой, подключалась через устройство связи с объектом (УСО), содержащее коммутатор  $\Phi 799/2$ , усилитель постоянного тока  $\Phi 7028C/7$ , АЦП-Щ1516, согласующее устройство И2 к микроЭВМ "Электроника 60М". Фактическая температура слоя определяется через термо-Э.Д.С. по формуле

$$T = -2,61 + 25,86 \cdot E - 0,11 \cdot E^2 + 0,00174 \cdot E^3.$$

Различие между заданной и фактической температурами слоя переводится в термо-Э.Д.С. по формуле  $E = 0,123 + 0,041 (T \pm \Delta T)$ . МикроЭВМ выдает сигнал рассогласования через УСО (И2, ЦАПФ723) на усилитель регулирования температуры слоя (РТС) тиристорного регулятора (тип ЭТ6), который корректирует подводимую мощность, что и приводит в свою очередь к изменению фактической температуры слоя. МикроЭВМ с выдержкой 120 с производит опрос датчика и на АЦПУ печатает значения процентного содержания углерода, глубины диффузионного слоя, содержания  $CO/CO + CO_2$  в зависимости от фактической температуры слоя и продолжительности процесса цементации.

В библиотеке программ управления периферией, операционной системы РАФОС содержатся программы управления как отдельными устройствами, так и измерительными подсистемами на базе коммутатора, АЦП и ЦАП. Программы библиотеки оформлены как процедуры и процедуры-функции и подготовлены на СМ-4 для "Электроники 60".

Полученная упрощенная математическая модель позволяет прогнозировать процесс цементации стали и сокращать его продолжительность.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Walton H.W. Mathematical modelling of the carburising process for microprocessor control // Heat Treat Metals, 1983. — 10, n. 1. — P. 23–26.
2. Wü n n i n g I. Prozeprechner zur steuerung das Diffusionsverlauf während der Aufkohlung // ZWE. — 1982. — 77, N 9. — P. 424–426.
3. Лахтин Ю.М., Коган Л.Д., Булов А.А. Перспективы применения ЭВМ в термической и ХТО // МиТОМ. — 1984. — № 1. — С. 2–6.
4. Бородуля В.А., Сугак Г.П., Тюхай Г.Г. и др. Исследование процесса диффузионного насыщения стали в электротермическом кипящем слое // Тепло- и массоперенос. — 1972. — Т. 5. — С. 153–158.



## ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ СООТНОШЕНИЯ ПРИ АНТЕННОМ ОТБОРЕ МОЩНОСТИ ОТ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Устройства емкостного отбора мощности от высоковольтных линий электропередачи (ЛЭП) представляют интерес для маломощных потребителей, расположенных вдоль их трасс.

С физической точки зрения установка антенного отбора мощности аналогична установке конденсаторного отбора, за исключением того, что емкостный делитель напряжения в первом случае образуется из распределенных параметров [1].

Напряжение в антенном устройстве, приложенное к емкостному делителю, равно эквивалентному напряжению, наводимому в месте расположения провода — антенны.

Напряжение на антенном проводе при включенной нагрузке может быть определено из выражения

$$\dot{U}_A = \dot{U}_{c2} = \frac{Z_{вх}}{Z_{вх} - jX_{срз}} \dot{U}_{AX}, \quad (1)$$

где  $Z_{вх}$  — входное сопротивление устройства, присоединяемое к антенному проводу;  $X_{ср}$  — эквивалентное сопротивление распределенной емкости  $C_p$ , образующейся между фазными проводами ЛЭП и антенной.

Из выражения (1) следует, что для повышения напряжения необходимо уменьшать эквивалентное сопротивление  $X_{ср}$ , т. е. увеличивать распределенную емкость  $C_p$ .

Предположим, что все участки фазных и антенных проводов ЛЭП однородны. Тогда распределенную емкость можно заменить сосредоточенной. Поэтому основные соотношения, полученные для установок конденсаторного отбора мощности [2], будут справедливы и для установок антенного отбора мощности.

Учитывая, что отбор мощности в трехфазном антенном устройстве от каждой фазы идентичен [1], рассмотрим каждую фазу как независимый однофазный приемник электрической энергии и определим условия максимального отбора мощности от высоковольтной линии электропередачи.

Полная мощность отбора на одну фазу антенного устройства с учетом выражений равна

$$S_{\phi} = U_{\text{трф}} \sqrt{U_{\text{трф}} (U_{\phi} - U_{\text{трф}}) \omega C} S_{\Sigma}$$

или

$$S_{\phi} = U_{AX} \sqrt{U_{\text{трф}} (U_{\phi} - U_{\text{трф}}) \omega C_p}. \quad (2)$$

Увеличение емкостей связи  $C_p$  и напряжений на антенных проводах мо-

жет быть получено за счет увеличения протяженности антенн и изменения расстояния этих проводов к фазным проводам линии передачи.

Однако устройство трехфазного антенного отбора характеризуется некоторой конструктивной усложненностью линии электропередачи, а степень приближения антенных проводов к фазным ограничивается условием воздушной изоляции.

Распределенная емкость проводов — антенн  $C_p$  зависит от температуры воздуха и его влажности. Эти метеорологические факторы уменьшают распределенную емкость на 6–7% [2, 3]. Однако в предлагаемом нами устройстве емкость нижнего плеча делителя напряжения  $C_2$  намного больше  $C_p$  [3] и суммарная емкость будет определяться в основном параметрами статических конденсаторов. Поэтому вследствие неравенства  $C_2 \gg C_p$  при введении статических конденсаторов изменение метеорологических условий не будет существенно влиять на режимные параметры установки отбора мощности. Кроме того, включение в нижнее плечо делителя напряжения емкости  $C_2$ , образованной из статических конденсаторов, дает возможность регулировать напряжение  $U_a$ , увеличивая суммарную емкость схемы отбора.

При технико-экономическом анализе рассматриваемых схем отбора мощности протяженность антенных проводов имеет существенное значение. Воспользовавшись (2), определим для заданной мощности  $S_\phi$  протяженность антенных проводов из выражения

$$l_A = \frac{S_\phi}{\omega C_{руд} U_{AX} \sqrt{U_{трф}} (U_{AX} - U_{трф})}, \quad (3)$$

где  $C_{руд}$  — удельная емкость антенны;  $U_{AX}$  — напряжение, наводимое на антенне.

Из выражения (3) следует: для уменьшения протяженности антенн необходимо выбирать трансформатор с более высоким номинальным напряжением, а также то, что протяженность антенн для линий электропередачи более высокого класса напряжения резко снижается, отбор мощности возрастает.

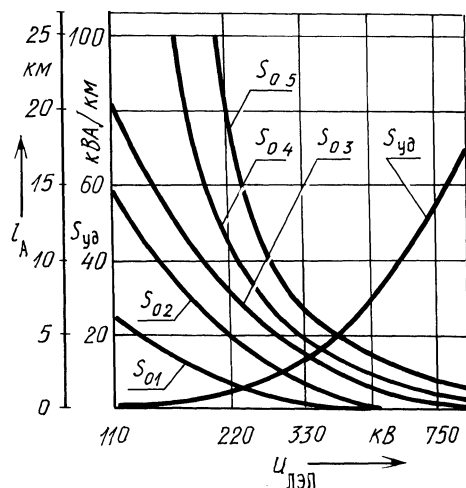


Рис. 1. Зависимость удельной мощности отбора  $S_{уд}$ , протяженности антенн  $l_A$  и мощности отбора  $S_0$  от номинального напряжения ВЛ.

На рис. 1 приведены зависимости протяженности антенн  $l_A$  от напряжения линии электропередачи. Рассмотрены отборы мощностей  $S_{01}, S_{02}, S_{03}, S_{04}, S_{05}$ , равных соответственно 10 кВА, 25, 40, 63 и 100 кВА. Анализу были подвергнуты схемы, предусматривающие двухступенчатую трансформацию.

На рисунке иллюстрируется также зависимость удельной мощности антенного отбора для антенных установок. Из рассмотрения зависимости  $S_{уд} = F(U_{лэп})$  следует, что для схемы с двухступенчатой трансформацией удельная мощность отбора на 1 км изменяется от 1,87 до 107 кВА.

Рассматривая полученные зависимости, можно заключить, что для отбора мощности в диапазоне от 10 до 100 кВА протяженность антенн может быть равна нескольким сотням метров.

Схемы антенного отбора мощности особенно рационально использовать для электроснабжения связанных радиорелейных станций, магистральных усилительных пунктов, а также сельскохозяйственных потребителей, газопроводных и нефтепроводных технологических устройств.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Федорова И.А., Назаренко Л.П. Физическое моделирование устройства емкостного отбора мощности // Изв. вузов СССР. Энергетика, 1979. – № 4. – С. 8–13.
2. Булашевич Д.Н., Юренков В.Д. Емкостный отбор мощности от линий электропередачи. – М., 1959. – 136 с.
3. Назаренко Л.П. Отбор мощности от высоковольтных линий для электроснабжения сельскохозяйственных потребителей // Механизация и электрификация сел. хоз-ва. – Минск. – Вып. 16. – С. 102–113.

УДК 621.181.12

Н.Б.КАРНИЦКИЙ, Г.И.ЖИХАР,  
В.Н.РОМАНЮК, канд-ты техн. наук,  
В.П.КРУПНОВ (БПИ)

### ОСОБЕННОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПАДАЮЩИХ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ В ТОПКАХ ПАРОВЫХ КОТЛОВ С РАЗЛИЧНОЙ КОМПОНОВКОЙ МАЗУТНЫХ ГОРЕЛОК

Традиционные экспериментальные методы исследования теплообмена основываются на поочередном варьировании одних независимых переменных при сохранении постоянства других. В этом случае даже значительное уменьшение числа учитываемых факторов не создает реальную возможность достаточно полно изучить исследуемый объект и получить достоверную математическую модель для описания явления. Исследования с применением математических методов планирования и анализа позволяют существенно снизить затраты, необходимые на проведение эксперимента, и повысить его качество.

В связи с тем что распределение тепловых потоков как по высоте, так и по ширине топки, нелинейно, использована модель второго порядка. При этом функция цели аппроксимируется полиномом второго порядка

$$y = B_0 + \sum_{i=1}^n b_i x_i + \sum_{i=1}^n b_{ii} x_i^2 + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{i-1} b_{ij} x_i x_j .$$

Сводные данные по планированию и обработке экспериментальных данных для получения  
регрессионной модели вида  $q_{\text{пад}} = f(q_{\nu}, a''_{\text{пп}}, H)$  при сжигании мазута  
в котлах с различной компоновкой горелок

Наименование уровней изменения факторов	Тип компоновки горелок					
	настенная			подовая		
	факторы ( $n = 3$ )			факторы ( $n = 3$ )		
	$x_1 - q_{\nu}$	$x_2 - a''_{\text{пп}}$	$x_3 - H$	$x_1 - q_{\nu}$	$x_2 - a''_{\text{пп}}$	$x_3 - H$
Основной	177	1,2	0,74	112	1,14	0,73
Интервал варьирования	24	0,1	0,26	37	0,05	0,27
Верхний	201	1,3	1,00	149	1,19	1,00
Нижний	153	1,1	0,48	75	1,09	0,46

Матрица планирования квази- $D$ -оптимального плана $j = 1, 2, 3, \dots, N \quad N = 13$					Рабочая матрица					
Номер опыта	$X_0$	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$q_{\nu}, \text{кВт/м}^3$	$a''_{\text{пп}}$	$H$	$q_{\nu}, \text{кВт/м}^3$	$a''_{\text{пп}}$	$H$
1	+	0	-	-	180	1,09	0,48	114	1,09	0,46
2	+	0	+	-	177	1,30	0,48	112	1,19	0,46
3	+	0	-	+	180	1,09	1,00	92	1,09	1,00
4	+	0	+	+	177	1,30	1,00	90	1,19	1,00
5	+	-	0	-	153	1,20	0,48	95	1,14	0,46
6	+	+	0	-	201	1,20	0,48	149	1,13	0,46
7	+	-	0	+	153	1,20	1,00	75	1,13	1,00
8	+	+	0	+	201	1,20	1,00	130	1,14	1,00
9	+	-	-	0	153	1,10	0,74	80	1,09	0,73
10	+	+	-	0	203	1,09	0,74	155	1,10	0,73
11	+	-	+	0	150	1,30	0,74	75	1,19	0,73
12	+	+	+	0	201	1,30	0,74	149	1,19	0,73
13	+	0	0	0	177	1,20	0,74	112	1,19	0,73

После предварительно проведенного анализа значимости факторов для исследования поверхности отклика получена функция трех переменных:

$$y = q_{\text{пад}} = f(q_y, a''_{\text{шт}}, \mathbf{H}), \quad (1)$$

где  $q_{\text{пад}}$  — плотность падающих тепловых потоков, кВт/м<sup>2</sup>;  $q_y$  — удельное теплонапряжение топочного объема, кВт/м<sup>3</sup>;  $a''_{\text{шт}}$  — коэффициент избытка воздуха за пароперегревателем;  $\mathbf{H}$  — относительная высота топки.

Функция (1) использовалась для получения аналитической зависимости определения падающих тепловых потоков по высоте топки котлов среднего давления с настенной и подовой компоновкой горелок.

Диапазон изменения факторов в уравнении (1) устанавливается из следующих соображений. Так, коэффициент избытка воздуха  $a''_{\text{шт}}$  может изменяться от рабочего до максимально возможного.

Учитывая, что нагрузка котла колеблется от минимальной (ограниченной условиями циркуляции) до максимальной, и сопоставив удельные теплонапряжения топочного объема при этом, были получены пределы изменения  $q_y$ .

При выборе плана эксперимента исходили из необходимости обеспечить высокую точность оценки коэффициентов регрессии при небольшом числе опытов. В данном случае использовался квази-*D*-оптимальный план эксперимента [1]. Матрицы планирования эксперимента, выбранные уровни натуральных и кодированных переменных приведены в табл. 1. Там же представлены результаты расчетов коэффициентов регрессионного уравнения. Однородность опытных данных проверялась по критерию Кохрена, значимость коэффициентов уравнений регрессии определялась по критерию Стьюдента [2, 3], адекватность полученных математических моделей устанавливалась по критерию Фишера [3]. Обработка результатов производилась методом наименьших квадратов на ЭВМ "Найри-К".

В результате обработки матрицы получено два уравнения регрессии.

В кодированных переменных:

настенная компоновка	подовая компоновка
$Y = 472 + 82,6X_1 - 8,90X_2 - 115X_3 + 39,0X_1^2 - 21,0X_2^2 - 252X_3^2 + 3,70X_1X_3 + 1,25X_2X_3 \quad (2)$	$Y = 320 + 61,9X_1 - 8,75X_2 - 56,9X_3 + 16,9X_1^2 + 0,63X_2^2 - 18,1X_3^2 + 10,0X_1X_2 - 31,2X_1X_3 \quad (3)$

В натуральных переменных:

настенная компоновка	подовая компоновка
$q_{\text{пад}} = 0,068q_y^2 - 20,53q_y - 2100\alpha''_{\text{шт}} + 5040\alpha''_{\text{шт}} - 3727\mathbf{H}^2 + 5075\mathbf{H} - 2754, \text{ кВт/м}^2 \quad (4)$	$q_{\text{пад}} = 0,012q_y^2 + 1,170q_y - 248\mathbf{H}^2 + 499\mathbf{H} - 3,110q_y\mathbf{H} + 55, \text{ кВт/м}^2. \quad (5)$

На рис. 1 приведено распределение падающих тепловых потоков по высоте топки котлов среднего давления с настенной и подовой компоновкой горелок при сжигании мазута, из которого видно, что принятые регрессионные модели адекватны.

Анализ уравнений регрессии (2), (3) показывает, что самое сильное влияние на распределение падающих тепловых потоков оказывает  $q_v$ , причем в большей степени при настенной компоновке горелочных устройств. Влияние коэффициента избытка воздуха  $\alpha''_{\text{тп}}$  в обоих случаях практически одинаково, причем с ростом  $\alpha''_{\text{тп}}$   $q_{\text{пад}}$  снижается.

Анализ рис. 1 и зависимостей (2)–(5) показал, что как подовые, так и настенные горелки в полной мере не обеспечивают оптимальных условий тепловой работы экранных поверхностей нагрева.

Таким образом, снижение уровня  $q_{\text{пад}}$  может быть достигнуто увеличением  $\alpha''_{\text{тп}}$  и снижением  $q_v$ . Как уже отмечалось, увеличение  $\alpha''_{\text{тп}}$  сопровождается возрастанием потери  $q_2$  и в конечном итоге сказывается на экономичности котла. Снижение  $q_v$  может быть достигнуто заменой горелочных устройств на газификационные и циклонные. Первые создают предпосылки для преобразования мазутного факела в газовый, что, несомненно, позволит снизить уровень  $q_{\text{пад}}$ ; вторые же не только газифицируют факел, но и увеличивают объем топki.

Следовательно, радикальным средством снижения уровня  $q_{\text{пад}}$  являются горелочные устройства, позволяющие изменить структуру мазутного факела.

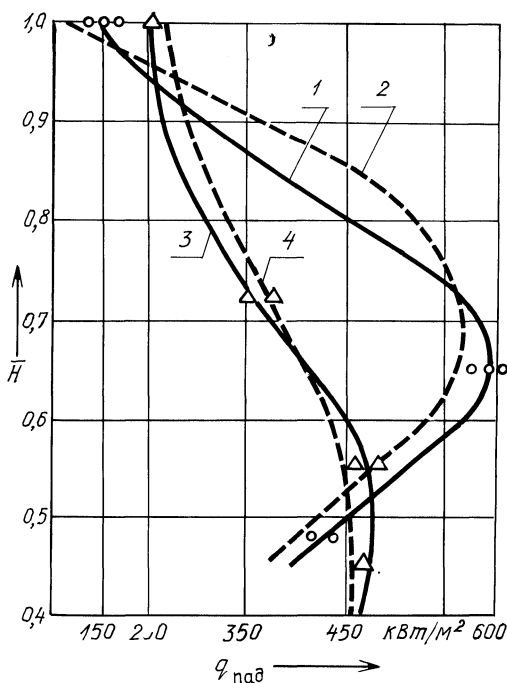


Рис. 1. Распределение плотности падающих тепловых потоков по относительной высоте топki котла среднего давления при сжигании мазута.

Настенная компоновка горелок:	Подовая компоновка горелок:
1 — по эксперименту;	3 — по эксперименту;
2 — по уравнению регрессии (4).	4 — по уравнению регрессии (5).

#### ЛИТЕРАТУРА

- Голикова Т.И., Панченко Л.А., Фридман М.З. Каталог планов второго порядка. — М., 1974. — Ч. I. — 388 с.
- Тихомиров В.Б. Планирование и анализ эксперимента. — М.: Легкая индустрия, 1974. — 262 с.
- Илларионов А.Г., Сасин В.Я. Применение теории вероятностей и математической статистики в теплофизических исследованиях. — М., 1980. — 94 с.

## РАСЧЕТ СБЛИЖЕНИЯ ПРОВОДОВ ПРИ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЯХ

Гибкие провода распределительных устройств (РУ) необходимо проверять на схлестывание или опасное в отношении пробоя сближение фаз в результате динамического действия тока короткого замыкания (КЗ). Согласно ПУЭ-76 (IV-2-56), эту проверку следует производить при токах КЗ 20 кА и более. Существующие уровни токов КЗ уже превысили указанное значение, поэтому проверка гибких проводов РУ на схлестывание при больших токах КЗ является актуальной задачей.

На кафедре "Электрические станции" БПИ разработан комплекс программ расчета на ЭВМ электродинамической стойкости гибкой ошиновки РУ, позволяющий определить изменение горизонтальных и вертикальных отклонений проводов во времени, динамику усилий в проводах и на опорные конструкции при КЗ [1, 2]. Дифференциальные уравнения, описывающие динамику проводов, решаются численным методом, что требует больших затрат машинного времени.

В данной статье предлагается алгоритм приближенного расчета наименьшего расстояния между проводами, а также между проводами и заземленными конструкциями в момент их наибольшего сближения под действием больших токов КЗ. Алгоритм основан на представлении проводов гибкой нитью, при этом допускается, что провода при их максимальном сближении располагаются по ломаной линии (рис. 1), длина которой равна длине провода:

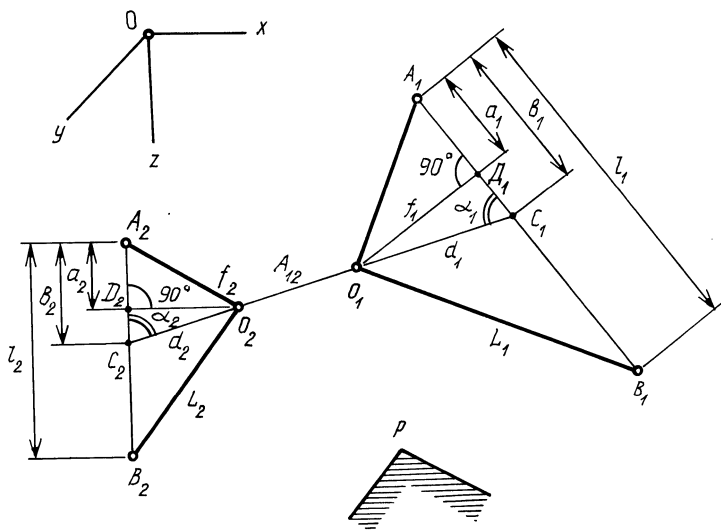


Рис. 1. Расчетная схема для определения наименьшего расстояния между проводами при их наибольшем сближении.

$$L_i = \sqrt{a_i^2 + f_i^2} + \sqrt{(l_i - a_i)^2 + f_i^2}, \quad i = 1, 2, \quad (1)$$

где  $L_i$  — длина  $i$ -го провода;  $f_i$  — отклонение  $i$ -го провода на расстояние  $a_i$  от точки его крепления  $A_i$ ;  $l_i$  — расстояние между точками крепления  $i$ -го провода (длина пролета):

$$l_i = |R_{Ai} - R_{Bi}|, \quad (2)$$

где  $R_{Ai}$ ,  $R_{Bi}$  — радиус-векторы, описывающие положение точек крепления  $i$ -го провода относительно системы координат  $x, y, z$ .

Наименьшее расстояние между проводами  $A_{12}$  (рис. 1) лежит на отрезке прямой  $[C_1, C_2]$ , точки  $C_1$  и  $C_2$  которого принадлежат соответственно отрезкам  $[A_1, B_1]$  и  $[A_2, B_2]$ . Задача отыскания наименьшего расстояния сводится к нахождению расстояний  $b_1$  и  $b_2$ , определяющих положение точек  $C_1$  и  $C_2$  по отношению к точкам  $A_1$  и  $A_2$ :  $A_{12} = |R_{C1} - R_{C2}| - d_1 - d_2$ . Здесь  $R_{Ci}$  — радиус-вектор, описывающий положение точек в системе координат  $x, y, z$ .

$$R_{Ci} = R_{Ai} + b_i/l_i(R_{Bi} - R_{Ai}), \quad i = 1, 2,$$

где  $d_1, d_2$  — расстояния, определяемые в результате совместного решения уравнения (1) и системы уравнений на основании рис. 1:

$$\begin{cases} d_i \cos a_i = b_i - a_i; & i = 1, 2; \\ d_i \sin a_i = f_i; \\ \cos a_i = \frac{(R_{Bi} - R_{Ai}) \cdot (R_{C1} - R_{C2})}{l_i |R_{C1} - R_{C2}|} \cdot (-1)^i. \end{cases}$$

Расстояние между проводами  $A_{12} = f(b_1, b_2)$  является целевой функцией двух переменных  $b_1, b_2$ . Наименьшее расстояние находим методом проб, отыскивая границы интервала оптимума методом половинного деления. На рис. 2 показана блок-схема алгоритма нахождения этого расстояния. Исходными данными (блок 1) являются координаты точек крепления проводов  $A_i$  и  $B_i$ , их длина  $L_i$ , точность расчета  $\epsilon$ . В соответствии с заданными координатами точек крепления по формуле (2) определяется длина каждого пролета (блок 2). Длина провода  $L_i$  не может быть меньше длины пролета  $l_i$ . Если условие  $L_i > l_i$  не выполняется, производится увеличение длины провода, печатается сообщение о ее корректировке.

С помощью параметров  $n_1, n_2$  осуществляется вычисление функции  $A_{12} = f(b_1, b_2)$  для конкретных значений переменных  $b_i = \varphi_i(n_i)$ ,  $i = 1, 2$  (блок 6). Затем из матрицы расстояний  $A_{12}$  размерностью  $n_{1 \max} \times n_{2 \max}$  выбирается наименьшее расстояние  $A_{12 \min}$ , а также соответствующий ему параметр  $n_{i \min}$ , определяются границы изменения переменных  $b_i$  (блок 10). За одну итерацию (блоки 4–11) диапазон изменения переменных  $b_i$  сужается вдвое. Количество итераций по методу половинного деления определяется исходя из заданной точности  $\epsilon$ :

$$k_{\max} = -\ln \epsilon / \ln 2 + 1.$$



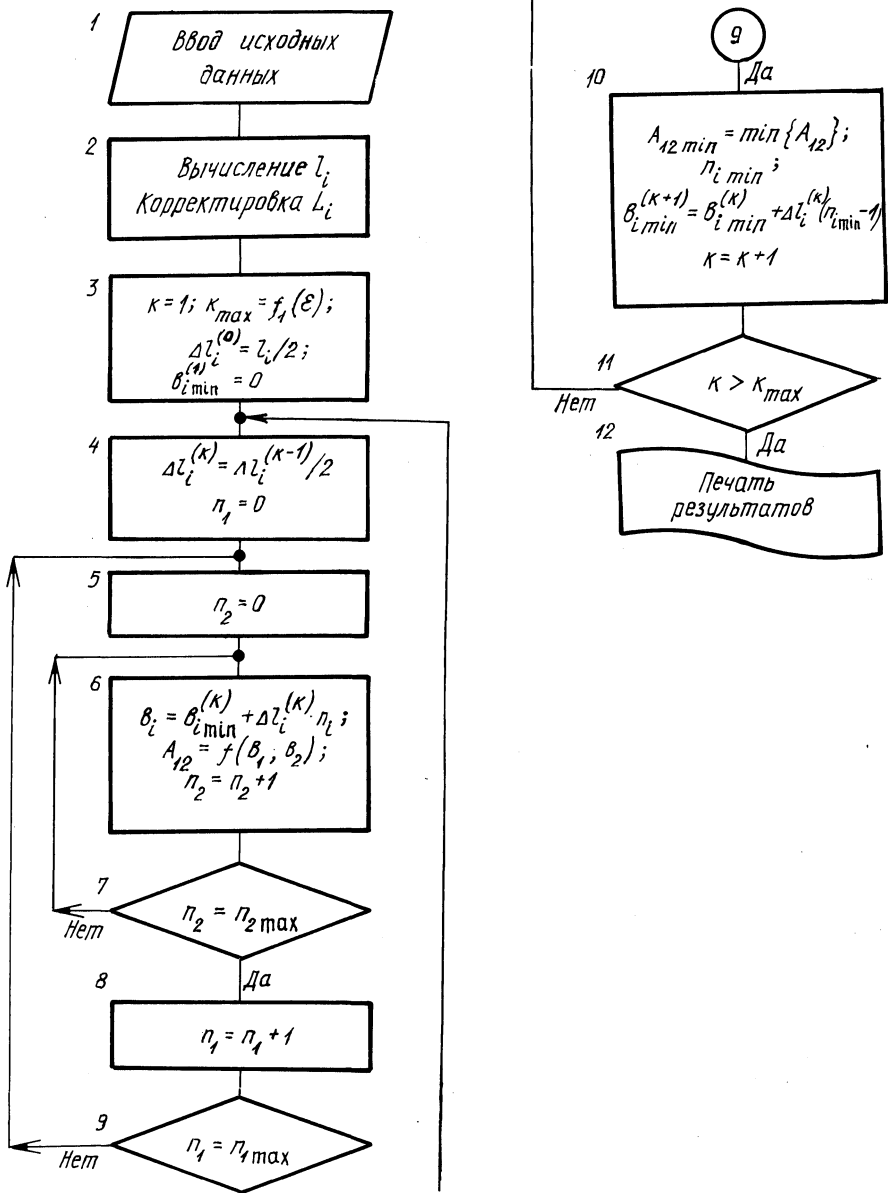


Рис. 2. Блок-схема алгоритма сближения проводов при КЗ.

Второй не менее важной задачей является проверка на приближение проводов к заземленным конструкциям РУ. Рассмотрим приближение  $i$ -го провода к заземленной точке  $P$  (рис. 1).

Преобразуем систему координат  $x, y, z$  таким образом, чтобы  $i$ -й провод и точка  $P$  лежали в одной плоскости [3], а начало отсчета  $O'$  новой системы координат  $x', y', z'$  совпадало бы с точкой  $A'_i(0; 0; 0)$ . Тогда координаты точек в этой системе равны  $B'_i(l_i; 0; 0)$ ,  $O'_i(a_i; f_i; 0)$ ,  $P'(c_i; h_i; 0)$ , где  $a_i, f_i$  связаны выражением (1). Здесь  $c_i = \pm \sqrt{|R_P - R_{A_i}|^2 - h_i^2}$ ;  $h_i = 1/l_i |(R_{B_i} - R_{A_i})(R_P - R_{A_i})|$ ,  $R_P$  — радиус-вектор, описывающий положение точки  $P$  в системе координат  $x, y, z$ .

Схлестывания между  $i$ -м проводом и точкой  $P$  не наступает при условии

$$|R_{A_i} - R_P| + |R_{B_i} - R_P| > L_i.$$

В этом случае расстояние между рассматриваемыми объектами  $A_{P_i} = |R_P' - R_{O_i}'|$ , где  $R_{O_i}'$ ,  $R_P'$  — радиус-векторы, описывающие положение точек  $O'_i$  и  $P'$  в системе координат  $x', y', z'$ .

Взяв производную  $dA_{P_i}/da_i$  и приравняв ее нулю, получим трансцендентное уравнение

$$a_i = l_i/2 - \frac{l_i/2 - c_i}{(l_i/L_i)^2 + \frac{2h_i\sqrt{L_i^2 - l_i^2}}{L_i\sqrt{L_i^2 - (l_i - 2a_i)^2}}}$$

Решение этого уравнения методом простой итерации позволяет найти наименьшее расстояние  $A_{P_{i\min}}$  между заземленной точкой  $P$  и  $i$ -м проводом при его максимальном приближении.

Изложенный алгоритм проверки сближения проводов между собой и заземленными конструкциями реализован на алгоритмическом языке Фортран для ЭВМ единой серии. Время расчета одного варианта исходных данных составляет всего несколько секунд. Результаты расчета по разработанной программе сравнивались с результатами, полученными по программам расчета электродинамической стойкости гибкой ошиновки РУ [1]. Было установлено, что погрешность приближенного алгоритма пропорциональна стреле провеса провода  $f$ . Абсолютная погрешность в определении минимальных расстояний при сближении проводов не превышает  $0,3f$ , а при проверке на приближение провода к заземленным конструкциям —  $0,15f$ . Характерно, что эта погрешность всегда отрицательная (расчет ведется с "запасом"). При расчете сближения отпаек необходимо учитывать подвижность точек их крепления к шинам (эту податливость добавляют к длинам отпаек). Результаты расчета получаются с малой погрешностью при небольшой подвижности точек крепления, т. е. для шинных пролетов небольшой длины.

Таким образом, разработанная программа может быть использована в проектной практике для приближенного расчета сближения проводов пролетов, длина которых не превышает 10–15 м.

1. Стрелюк М.И., Сергей И.И. Расчет электродинамической стойкости гибкой ошиновки открытых распределительных устройств высокого напряжения // Электричество. – 1984. – № 1. – С. 10–14. 2. Стрелюк М.И., Сергей И.И., Бладыко Ю.В. Расчет электродинамических воздействий гибкой ошиновки ОРУ на элементы и опорные конструкции электрических аппаратов // Изв. вузов СССР. Энергетика. – 1983. – № 11. – С. 36–40. 3. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. – М., 1984. – 832 с.

УДК 621.181.6(088.8)

В.И.ЛИТВИНЕЦ, канд.техн.наук,  
К.Э.КАЩЕЕВА (БПИ)

## К ВОПРОСУ РЕГУЛИРОВАНИЯ ТЕПЛОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ГРУППЫ ВОДОГРЕЙНЫХ КОТЛОВ

Надежность работы отопительных районных котельных (РК) в значительной степени зависит от уровня автоматизации и контроля состояния водогрейных котлов в переходных режимах, от согласования управляющих воздействий при перераспределении нагрузки между агрегатами в результате изменения теплопотребления в тепловых сетях. В связи с тем что водогрейные котлы (например, ПТВМ) имеют схему циркуляции без перемешивания среды, надежность работы поверхностей нагрева определяется равномерностью распределения воды по трубам и их обогрева. Это может быть обеспечено при максимальном расходе воды через котел и значительном запасе по температуре насыщения при всех включенных горелках.

Для снижения скорости низкотемпературной серноокислой коррозии при сжигании мазута рекомендуется [1] температуру воды перед котлом поддерживать не ниже заданной уставки ( $\approx 104^\circ\text{C}$ ). В зависимости от наличия подогревателей или от варианта включения поверхностей нагрева котла (двух- или четырехходового) необходимо использовать имеющиеся контуры рециркуляции или же работать с пониженной теплопроизводительностью. Поддержание постоянной температуры воды на входе в котлы немаловажно и при сжигании газа ( $t_{\text{вх}} = 60\text{--}70^\circ\text{C}$ ).

Поддержание технологического режима группы водогрейных котлов усложняется из-за перераспределения потока воды по агрегатам с изменением нагрузки. При этом гидравлический режим группы параллельно включенных котлов постоянно нарушается во время работы регулятора температуры прямой сетевой воды, воздействующего на клапан расхода воды в перемычке помимо котлов. Следует отметить, что изменение температуры прямого потока воды имеет сложный характер, так как первоначальное отклонение температуры в результате воздействия на клапан перемычки помимо котлов частично (или полностью) компенсируется изменением температуры воды на выходе котлов из-за перераспределения потоков (рис. 1, а). Нарушение гидравлического режима котельной обусловлено взаимосвязью контуров рециркуляции и перепуска обратного потока воды помимо котлов, а также различным гидравлическим сопротивлением агрегатов относительно магистральных трубопроводов к потребителям тепла.

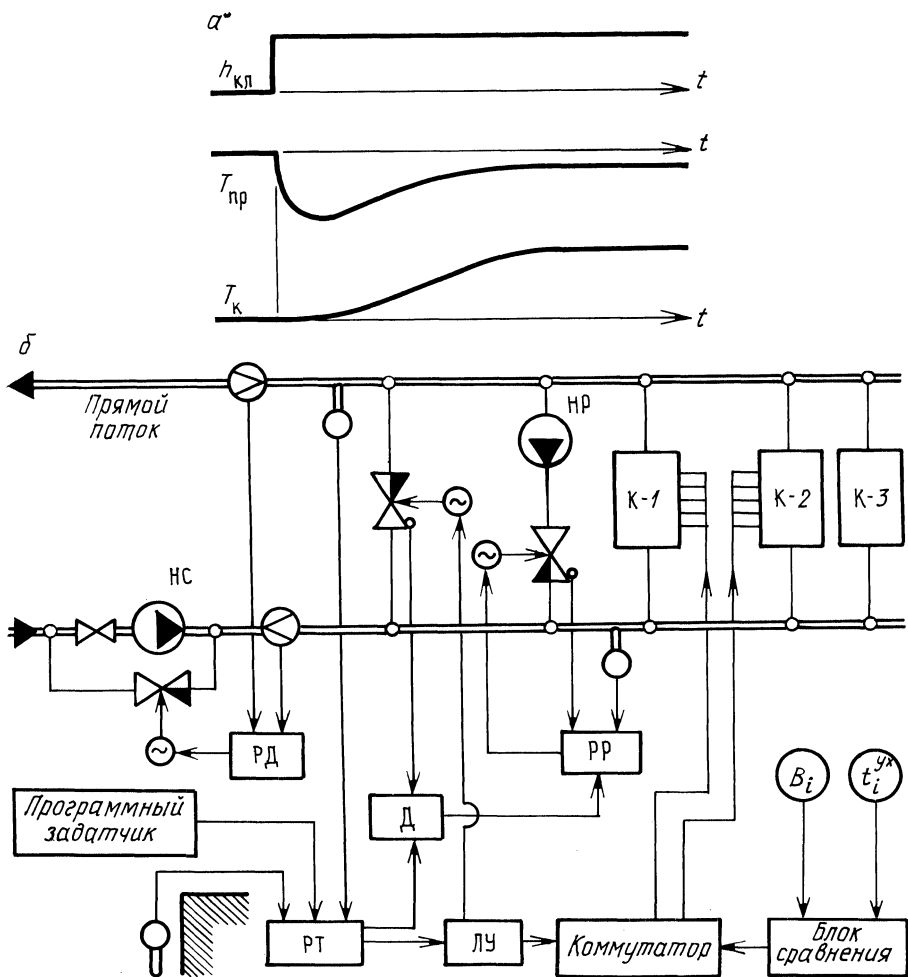


Рис. 1. Переходные процессы (а) и принципиальная схема регулирования теплопроизводительности группы водогрейных котлов (б): ЛУ – логическое устройство; Д – дифференциатор;  $B_i$ ;  $t_i^{yx}$  – датчики расхода топлива и температуры уходящих газов соответственно  $i$  котла; НС – насос рециркуляции.

Для обеспечения нормальной работы агрегатов котельной при изменении гидравлического режима потребителя предусматривается [2, 3] регулирование давления воды перед котлами по соотношению расходов в прямом и обратном трубопроводах (рис. 1, б), которое осуществляется воздействием регулятора давления (РД) на клапан байпаса сетевых насосов или использованием буферной емкости (фирма Раума-Репол). Этот контур регулирования является быстродействующим, не создает возмущений смежным регуляторам и работает автономно.

Стабилизация температуры перед котлами осуществляется воздействием

на клапан расхода воды в контуре рециркуляции. Если объект состоит из нескольких групп котлов со своими насосами рециркуляции, необходимо выполнить синхронизацию хода клапанов с учетом степени влияния каждого из них на гидравлический режим РК. При этом ограничение управляющего воздействия на клапаны рециркуляции должно производиться по дискретным сигналам о снижении расхода воды через котлы. Данная блокировка обязательна при автоматическом регулировании температуры перед котлами. Поскольку изменение расхода воды в перемычке помимо котлов приводит к перераспределению потоков и соответствующему изменению температуры воды за котлами, целесообразно осуществлять упреждающее воздействие на регулятор рециркуляции (РР) по одному из параметров: температуре воды прямого потока или положению клапана перемычки. Таким образом, достигается инвариантность работы контура регулирования рециркуляции воды в котлах и контура обвода.

Регулирование температуры прямого потока воды осуществляется традиционным способом [ 2 ] , который предусматривает изменение расхода топлива и подмешивание холодной воды из обратного трубопровода в прямой. Принципиальная схема системы, включающей элементы технологического оборудования и устройства управления, приведена на рис. 1, б. Изменение теплопроизводительности РК осуществляется согласованной работой всех контуров, при этом быстроедействие РД и первичного управления клапаном перемычки помимо котлов позволяет обрабатывать высокочастотные (или кратковременные) возмущения режима, а работа в соответствии с теплофикационным графиком и по заданной программе обеспечивается избирательным действием регулятора температуры (РТ) на горелочные устройства котлов.

Учитывая динамику контуров системы, следует отметить, что связь от регулятора температуры через дифференциатор (упреждающий элемент) на регулятор рециркуляции обеспечивает его автономность по отношению к ряду эксплуатационных возмущений. Введение режима регулирования теплопроизводительности РК параллельным воздействием на расход топлива в котлы и изменением степени перепуска холодной воды из обратного потока в прямой согласует инерционный контур подавления котлами возмущений по температуре прямого потока воды и быстродействующий контур перепуска обратного потока помимо котлов, предотвращает их взаимное раскачивание. Использование регулятора давления воды способствует нормализации гидравлического режима РК и достижению автономности работы контуров в различных режимах, а инерционность регулирования температуры воды перед котлами путем изменения степени рециркуляции позволяет добиться в динамике инвариантности по отношению к контуру обвода помимо котлов.

Таким образом, погорелочное регулирование нагрузки вследствие инерционности объекта используется для обеспечения диапазона работы контура подмешивания, а нежелательное влияние перекрестных технологических связей устраняется работой быстродействующих регуляторов давления и температуры, в результате чего достигается инвариантность гидравлического и температурного режимов котельной, повышается надежность и качество регулирования теплопроизводительности РК.

Рекомендуемый способ испытан в РК г. Минска и используется на котельных малой и средней производительности в условиях Севера.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Типовая инструкция по эксплуатации газомазутных теплофикационных водогрейных котлов типа ПТВМ. – М., 1979. – 28 с. 2. Бузников Е.Ф., Крылов А.К., Лесниковский Л.А. Комбинированная выработка пара и горячей воды. – М.: Энергоиздат, 1981. – 208 с. 3. А. с. 1068908 (СССР). Способ управления теплопроизводительностью группы водогрейных котлов / В.И.Литвинец, В.Б.Рубахин, Ю.В.Рымашевский и др. – Оpubл. в Б. И., 1984, № 3.

УДК 621.316.35.001.24

М.И.СТРЕЛЮК, И.И.СЕРГЕЙ, канд-ты  
техн.наук, Ю.В.БЛАДЫКО, Ю.ЮСЕФ (БПИ)

### РАСЧЕТ ОТКЛОНЕНИЙ ГИБКОЙ ОШИНОВКИ ОТКРЫТЫХ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ СВЕРХВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

Согласно ПУЭ-76 (IV-2-55) расстояния в свету между гибкими шинами открытых распределительных устройств (ОРУ) должны выбираться с учетом их горизонтального отклонения под действием ветра. Расчет горизонтальных отклонений производится по выражению

$$f_y = f \sin \alpha, \quad (1)$$

где  $f_y$  – горизонтальное отклонение провода;  $f$  – стрела провеса провода;  $\alpha$  – угол отклонения плоскости провода от вертикали.

$$\alpha = \arctg(P_y/P_z), \quad (2)$$

где  $P_y$  – воздействие ветра на провод;  $P_z$  – сила тяжести провода.

При таком подходе к расчету горизонтальных отклонений проводов шин не учитываются натяжные гирлянды изоляторов и сосредоточенные нагрузки (шлейфы к смежным пролетам, отпайки к электрическим аппаратам), а кривая провисания ошиновки является плоской линией.

В проектной практике при определении угла отклонения в выражение (2) подставляются суммарные нагрузки от проводов и натяжных гирлянд изоляторов. Предполагается также, что при воздействии ветра провод и натяжные гирлянды изоляторов лежат в одной плоскости.

Ввиду повышенных требований к надежности ОРУ 500–750 кВ мощных АЭС при выборе расстояний между фазами гибких шин таких ОРУ, проектируемых институтом "Атомтеплоэлектропроект", расчет горизонтальных отклонений производился как обычными традиционными способами ручного счета, так и на ЭВМ.

Расчет вручную производился согласно формулам (1), (2), приведенным в "Указаниях по механическому расчету проводов гибкой ошиновки ОРУ 35–500 кВ", которые разработаны институтом "Энергосетьпроект" в 1968 г. Для работы на ЭВМ использовалась программа механического расчета гибкой ошиновки ОРУ с учетом ее конструктивных элементов, подготовленная в 1984 г. на кафедре "Электрические станции" БПИ в рамках целевой комп-

лексной научно-технической программы. В качестве расчетной модели гибкой ошиновки ОРУ принята кусочно-однородная гибкая упругая нить [ 1 ] .

При сравнении результатов расчета по указанным двум методикам было установлено их существенное различие, причина которого исследовалась в БПИ по предложению "Атомтеплоэлектропроекта".

Особенностью конструкции гибкой ошиновки ОРУ сверхвысокого напряжения является наличие длинных многоцепных гирлянд изоляторов, длина которых сопоставима с длиной пролета. Например, длина шинного пролета ОРУ-750 кВ равна 80 м, а длина двух натяжных гирлянд с учетом арматуры – 18,8 м, что составляет около 25 % длины пролета.

Для выявления факторов, которые влияют на погрешность результатов, получаемых по различным методикам, были выполнены расчеты гибкой ошиновки ОРУ-750 кВ:

по разработанной программе на ЭВМ;

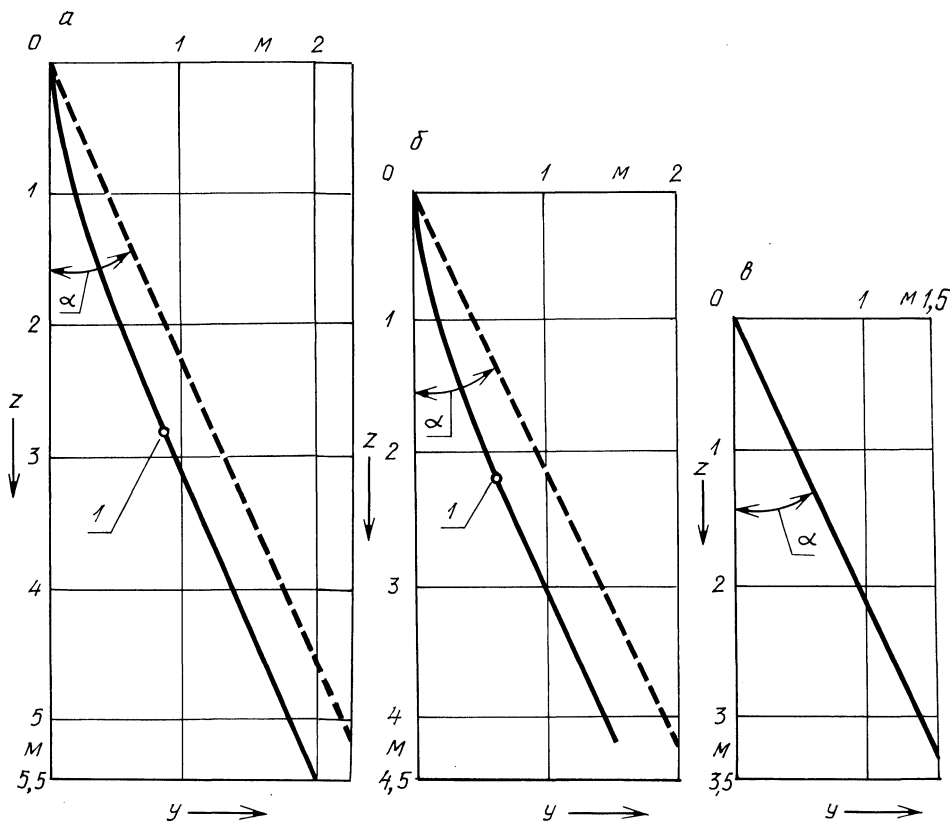


Рис. 1. Влияние конструктивных элементов на геометрию провода:

а) полная расчетная схема; б) неполная расчетная схема; в) упрощенная расчетная схема. Сплошная линия – положение провода, рассчитанное по программе; пунктирная – положение провода, рассчитанное по формулам (1), (2); 1 – положение конца натяжной гирлянды изоляторов.

по формулам (1), (2), приведенным в "Указаниях по механическому расчету";

по методике [ 2 ] .

Расчет отклонений проводов ОРУ выполнялся для трех расчетных схем пролета:

1) полной расчетной (провод, две натяжные гирлянды изоляторов, два шлейфа и отпайка);

2) неполной (провод и две натяжные гирлянды изоляторов);

3) упрощенной (провод).

Результаты расчета по различным методикам для указанных схем приведены в табл. 1 и на рис. 1. Расчеты выполнялись для проводов 4х ПА-500 с длиной пролета 79,6 м, тяжением 50 кН, высотой подвеса 32 м. Для крепления провода использовались гирлянды изоляторов 2 × 46 ПС 12-А массой 767 кг и длиной 9,4 м (с учетом арматуры). При этом учитывались распорки массой 7,2 кг на расстоянии 10 м одна от другой, шлейфы длиной 20 м, отпайка длиной 12 м. Отпайка крепится с одной стороны к проводу на расстоянии 30,7 м от портала, с другой – к электрическому аппарату, координаты которого равны  $x = 30,9$  м;  $y = 4,5$  м;  $z = 16,95$  м. Расчеты проводились для режима максимальной нагрузки с толщиной стенки гололеда 20 мм, скоростью ветра 15 м/с, температурой воздуха – 5 °С.

Сравнение результатов наглядно показывает, как влияют различные конструктивные элементы гибкой ошиновки ОРУ на точность расчета отклонений. Наиболее близкое совпадение результатов расчета отклонений проводов имеет место для упрощенной расчетной схемы, включающей только провод. Расхождение между ними не превышает 0,28 % (табл. 1). Однако погрешность расчета возрастает при наличии в пролете натяжных гирлянд изоляторов, и она тем больше, чем больше длина гирлянд. Для ОРУ-750 кВ, где длина гирлянд составляет 25 % от всего пролета, а масса гирлянд изоляторов превышает более чем в 4 раза суммарную массу провода, погрешность расчета горизонтального отклонения по формулам (1), (2) составляет 24 %. Основным фактором, приводящим к такой погрешности, является то, что провод и гирлянда изоляторов при воздействии ветра не лежат в одной плоскости (рис. 1). В случае полной расчетной схемы приближенный учет сосредоточенных нагрузок вносит дополнительную погрешность в расчет стрелы провеса провода. Например, замена сосредоточенных усилий от шлейфов равномерно распределенными по длине гирлянды приводит к занижению стрелы провеса.

При наличии сосредоточенных сил, а также при разных высотах подвеса по его концам максимальная стрела провеса, как правило, не находится в середине пролета. В программе поиск максимальной стрелы провеса осуществляется автоматически. При расчетах вручную она определяется методом проб или построением эпюры поперечных сил [ 2 ] , что приводит к увеличению погрешности.

Для режимов, отличных от исходного, появляется также погрешность в стреле провеса, которая обусловлена приближенным определением тяжения из уравнения состояния провода.

Достоверность результатов, полученных по программе механического расчета, подтверждена их сопоставлением с результатами расчета по методике [ 2 ] для наиболее простых расчетных схем пролета (табл. 1).



Т а б л и ц а 1

**Сравнение результатов расчета горизонтальных отклонений гибкой ошиновки  
по различным методикам**

Расчетная схема	Результаты расчета							
	по программе на ЭВМ		по методике [ 2 ]			по "Указаниям"*		
	$f_z^{\max}$ , м	$f_y^{\max}$ , м	$f_z^{\max}$ , м	$f_y^{\max}$ , м	$\Delta f_y$ , %	$f^{\max}$ , м	$f_y^{\max}$ , м	$\Delta f_y$ , %
Две натяжные гирлянды, провод, два шлейфа, отпайка	5,393	1,966	5,417	1,789	-9,02	5,600	$\frac{2,244}{1,141}$	$\frac{14,2}{-42,0}$
Две натяжные гирлянды, провод	4,183	1,453	4,207	1,449	-0,275	4,496	$\frac{1,802}{0,916}$	$\frac{24,0}{-37,0}$
Провод	3,319	1,452	3,311	1,448	-0,275	3,632	1,456	0,25

\* В числителе приведены результаты, полученные по (2) без учета натяжных гирлянд изоляторов; в знаменателе – их учетом.

Усложнение расчетной схемы пролета обуславливает возрастание погрешности методики [ 2 ] (табл. 1) вследствие приближенного учета отпаек и гирлянд изоляторов. К примеру, эта методика не учитывает реального расположения отпаек в ОРУ, что делает практически невозможной оценку горизонтальных составляющих усилий от отпаек на провода гибких шин.

Следовательно, можно сделать ряд выводов. Расчет горизонтальных отклонений гибких шин ОРУ сверхвысокого напряжения по приведенным в ПУЭ формулам приводит к существенной погрешности (до 25 %).

Значительно меньшую погрешность расчетов дает методика, приведенная в [ 2 ], однако она применяется лишь в частных случаях расположения гибких шин и отпаек в ОРУ.

Разработанная программа механического расчета гибкой ошиновки на ЭВМ является универсальной и может быть использована при проектировании ОРУ сверхвысокого напряжения.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Стрелюк М.И., Сергей И.И., Бладыко Ю.В. Численный метод расчета статики гибкой ошиновки ОРУ в различных режимах климатических воздействий // Изв. вузов СССР. Энергетика. – 1983. – № 8. – С. 8–14.
2. Бошнякович А.Д. Расчет проводов подстанций и больших проводов ЛЭП. – Л., Энергия, 1975. – 248 с.

УДК 621.313.323

В.С.ЛИВШИЦ, А.И.ЛАПИДУС,  
канд-ты техн.наук (БПИ)

### АВТОМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР ВОЗБУЖДЕНИЯ СИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ С ЭЛЕКТРОМАШИНЫМ ВОЗБУДИТЕЛЕМ

Имеющиеся на промышленных предприятиях синхронные двигатели (СД) средней и большой мощности, как правило, экономически выгодно использовать в качестве местных источников реактивной мощности. Для этого обычно требуется осуществлять автоматическое регулирование возбуждения СД. Синхронные двигатели, выпускаемые в настоящее время, комплектуются тиристорными возбудителями с автоматическим управлением. Однако в эксплуатации еще имеется много СД с электромашинными возбудителями без автоматического регулирования. Выпуск же автоматических регуляторов для СД с электромашинным возбуждением в настоящее время прекращен.

В статье рассматривается автоматический регулятор возбуждения СД, в котором использован командный блок серийно выпускаемого регулятора мощности батарей конденсаторов типа АРКОН-1 [ 1 ].

Регулятор АРКОН позволяет осуществлять регулирование по напряжению (с компенсацией по току) или по реактивному току (реактивной мощности). Первый вариант применяется при использовании СД для компенсации реактивной мощности. Контролируемый параметр (напряжение или реактивный ток) удерживается в требуемом диапазоне, который задается уставкой параметра и зоной нечувствительности. Параметр и зона нечувствительности вы-

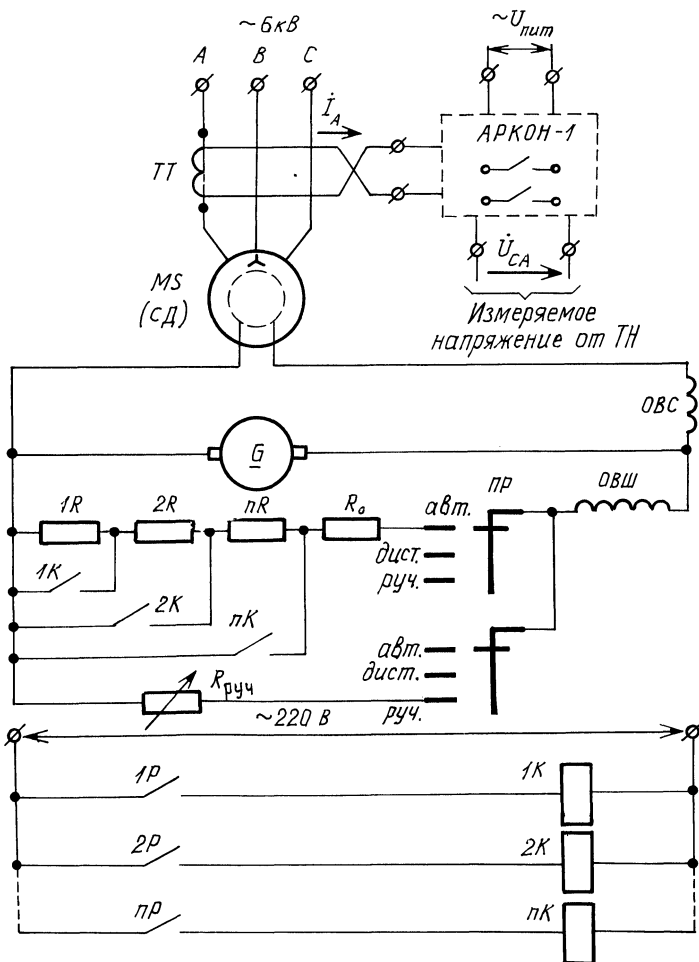


Рис. 1. Схема силовых цепей СД.

ставляются независимо один от другого. При выходе регулируемого параметра за пределы заданной зоны командный блок АРКОН с выдержкой времени выдает импульсный сигнал по каналам "выше" или "ниже". Понятия "выше" и "ниже" при регулировании по напряжению характеризуют достигнутый, в сравнении с уставкой, уровень напряжения, а при регулировании по реактивному току эти понятия означают соответствующую команду на изменение тока. Это значит, например, что при выходе реактивного тока за нижнюю границу зоны импульсный сигнал поступает по каналу "выше", а при выходе за верхнюю границу — по каналу "ниже".

СД, как правило, работает в режиме выработки реактивной мощности (погребления емкостного тока) или при  $\cos \varphi = 1$ . Командный блок АРКОН реагирует на индуктивный ток (мощность). Поэтому использование АРКОНа в целях регулирования возбуждения СД требует изменения на  $180^\circ$  фазы из-

меряемого тока, для чего необходимо поменять местами начало и конец его измерительной токовой цепи. Силовые цепи СД показаны на рис. 1. Командный блок АРКОН подключен по варианту регулирования реактивного тока (реактивной мощности).

АРКОН осуществляет ступенчатое регулирование тока возбуждения. Необходимое число ступеней регулирования определяется общей располагаемой реактивной мощностью СД и приемлемым значением скачка реактивной мощности ( $\Delta Q = 30\text{--}60$  квар) при изменении тока возбуждения на одну ступень. Обычно удовлетворительное регулирование достигается при числе ступеней  $n \geq 5\text{--}6$ . Стандартная исполнительная приставка АРКОНа рассчитана на коммутацию трех цепей (ступеней) управления. В связи с этим в описываемом регуляторе командный блок АРКОНа снабжен индивидуальным исполнительным блоком, который может быть выполнен на любое число ступеней за счет наращивания схемы по однотипному алгоритму.

Схема исполнительного блока приведена на рис. 2. Импульсные команды "выше" или "ниже" с АРКОНа подаются на реле РВ или РН, которые включают соответственно реле РПВ или РПН. Ступень возбуждения СД однозначно определяется включением одного из реле — ОР, 1Р, 2Р ... nР с магнитной памятью. Такое реле имеет две катушки: включающую и отключающую; импульсный сигнал на любую из них переводит контактную систему в противоположное состояние, в котором она находится до следующего импульса. Каждый импульсный сигнал "выше" или "ниже" приводит к включению очередного реле ОР, 1Р ... nР и отключению ранее включенного. Причем сигнал "выше" включает реле в направлении возрастания их номеров, а сигнал "ниже" — в направлении их убывания. Реле 1Р ... nР включают контакторы 1К ... nК, которые шунтируют ступени сопротивления в цепи параллельной обмотки (ОВШ) возбuditеля G синхронного двигателя (рис. 1).

Сопротивление ступеней реостата в цепи ОВШ возбuditеля рассчитываются, исходя из принятой ступени изменения реактивной мощности, характеристик СД и возбuditеля, определяемых по паспортным данным или экспериментально. Предусмотрено три режима управления возбуждением СД: автоматический, дистанционный и ручной. Режим устанавливается трехпозиционным переключателем ПР. В автоматическом режиме для регулирования возбуждения используется командный блок АРКОН, в дистанционном — кнопки КнВ и КнН, воздействующие на реле РВ и РН, а в ручном — реостат, которым СД был укомплектован до установки регулятора. В автоматическом режиме регулятор поддерживает (в пределах установленной зоны) выработку синхронным двигателем заданной реактивной мощности при меняющейся нагрузке по активной мощности. Дистанционный режим позволяет быстро установить любую ступень возбуждения, в частности, отвечающую реактивной мощности  $Q = 0$  ( $\cos\varphi = 1$ ), что может понадобиться при изменении условий работы (например, в ночное время), а также при наладке регулятора. Работа СД на той или иной ступени возбуждения сигнализируется лампочками ОЛС, 1ЛС...nЛС. Ручной режим используется при пуске двигателя, а также при неисправности и ремонте регулятора.

Автоматический регулятор смонтирован по приведенной схеме и эксплуатируется на синхронном двигателе типа ДСК-260/20-32 ( $P_{\text{ном}} = 625$  кВт,

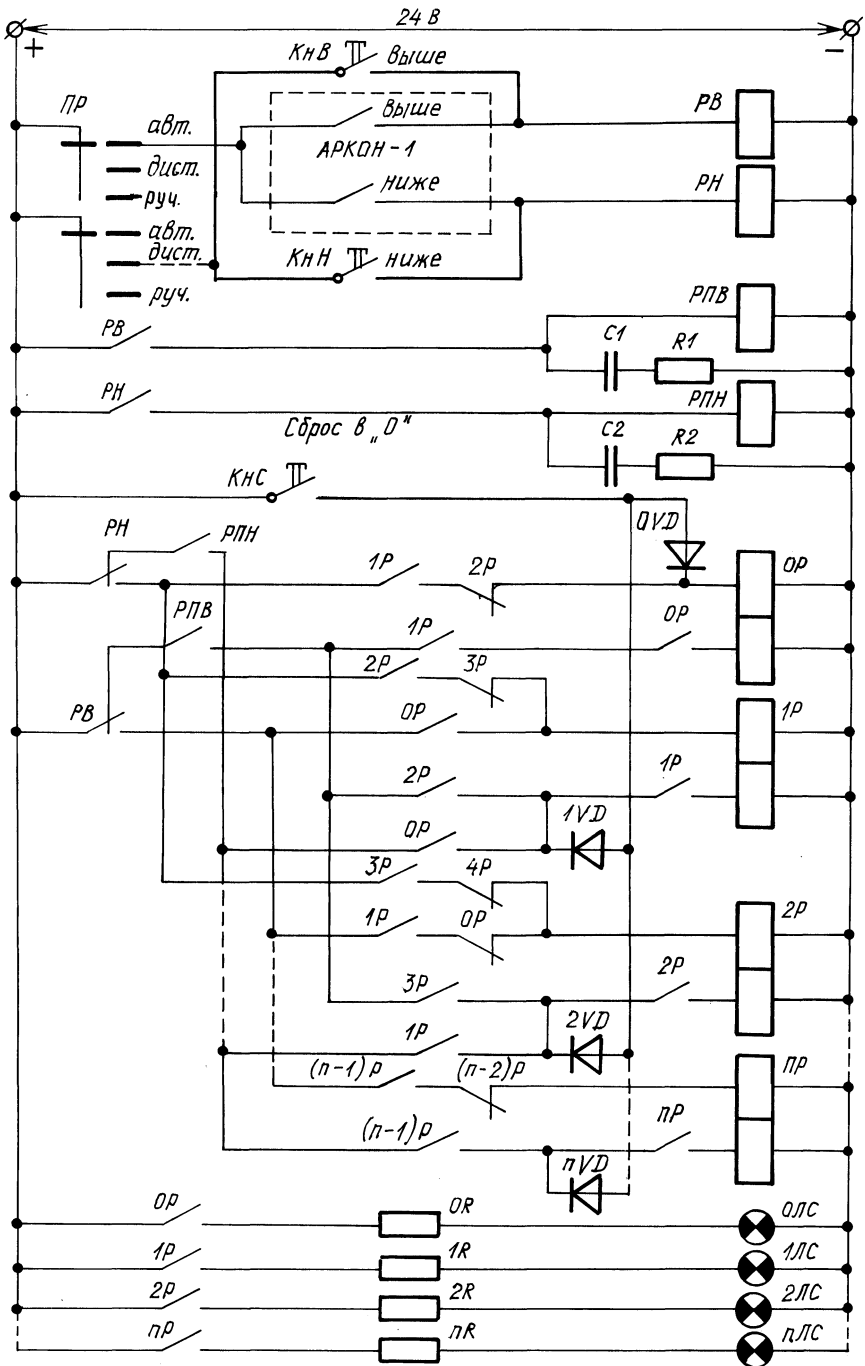


Рис. 2. Схема исполнительного блока автоматического регулятора.

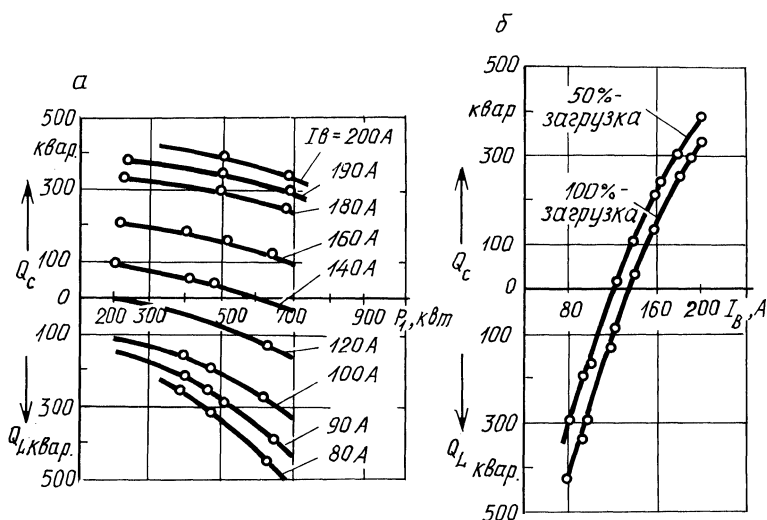


Рис. 3. Экспериментальные графики изменения реактивной мощности СД в зависимости: а – от потребляемой активной мощности при разных токах возбуждения; б – от тока возбуждения при разных нагрузках двигателя.

$U_{\text{ном}} = 6000 \text{ В}$ ,  $I_{\text{в.ном}} = 202 \text{ А}$ ) в компрессорной станции Белорусского автозавода [2]. Возбудитель СД – генератор постоянного тока типа ПН-290 ( $P_{\text{ном}} = 35 \text{ кВт}$ ,  $U_{\text{ном}} = 115 \text{ В}$ ,  $I_{\text{ном}} = 304 \text{ А}$ ). Компрессор, приводимый синхронным двигателем, работает с периодически меняющейся нагрузкой (от 50 до 100 %).

Экспериментальные графики зависимости реактивной мощности от тока возбуждения и загрузки компрессора представлены на рис. 3. Из графиков видно, что СД вырабатывает реактивную мощность при  $I_{\text{в}} > 140 \text{ А}$ . В связи с этим диапазон регулирования тока возбуждения СД принят от 140 до 200 А. Предусмотрено шесть ступеней возбуждения СД, что соответствует реактивной мощности одной ступени  $Q_{\text{ст}} \approx 60 \text{ квар}$ . Устойчивое регулирование достигается при зоне нечувствительности регулятора

$$Q_{\text{зom}} = K_3 \cdot Q_{\text{ст}} ,$$

где  $K_3 = 1,2-1,4$  – коэффициент запаса АРКОНа.

Регулятор эксплуатируется более двух лет и обеспечивает в дневные смены генерацию синхронным двигателем оптимальной реактивной мощности в соответствии с экономическим расчетом. В ночную смену СД работает при  $Q = 0$  ( $\cos\varphi = 1$ ).

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Техническое описание и инструкция по эксплуатации автоматического устройства АРКОН-1 Рижского опытного завода. – Рига: Латвэнерго, 1975. – 101 с. 2. Экспериментальное исследование компенсирующей способности компрессорного синхронного двигателя / В.Н.Горбарук, А.И.Лапидус, В.С.Лившиц, О.А.Дементьев // Науч. и прикл. пробл. энергетики. – Минск, 1984. – Вып. 11. – С. 19–22.

## ВОПРОСЫ АНАЛИЗА РЕЖИМОВ ЭЛЕКТРОПОТРЕБЛЕНИЯ ГОРНЫМ УЧАСТКОМ КАЛИЙНОГО РУДНИКА

Современный калийный рудник представляет собой высокомеханизованное горное предприятие по добыче калийной руды. Мощность, которая необходима для питания асинхронного электропривода добычных машин, должна передаваться на расстоянии до 10 км от центра питания при напряжении 6 кВ и коэффициенте мощности  $\cos\varphi = 0,5-0,7$ . Элементы системы электроснабжения монтируются в подземных выработках, а режим работы системы электроснабжения определяется технологическим процессом добычи полезного ископаемого. Горные машины являются передвижными и получают питание от общей системы электроснабжения рудника, которая получает свое развитие в соответствии с развитием горных работ.

Высокая эффективность и качество электроснабжения горных машин призваны обеспечить соответствующую производительность добычи сильвинита и выполнение Продовольственной программы. Однако пропускная способность действующих линий напряжением 6 кВ недостаточна для передачи существующих мощностей и на зажимах электроприемников не всегда поддерживается необходимое качество напряжения.

Для повышения эффективности работы системы электроснабжения рудников проводятся исследования по внедрению напряжения 10 кВ (вместо существующего 6 кВ) и выбору оптимальных устройств поперечной компенсации. Проведение научно-исследовательских и проектно-конструкторских разработок новой техники должно базироваться на достоверной информации о режимах потребления активной и реактивной мощностей горными участками калийного рудника. Сегодня имеется весьма ограниченное число работ по замерам графиков нагрузки горных участков калийного рудника, а после перехода с четырехсменного режима работы на трехсменный такие измерения и вовсе не производились. Целью настоящей работы и было ликвидирование в какой-то степени имеющегося дефицита режимной информации.

В качестве объекта исследования был выбран горный участок на втором горизонте 4РУ ПО "Беларуськалий", где распространена прогрессивная столбовая система разработки с обрушением кровли и выемкой руды в лавах узкозахватными очистными комбайнами. Лава на горном участке спаренная. В состав обследуемой нагрузки входили два гидромеханизованных комплекса КШ-3М и ленточный конвейерный транспорт. Состав электрооборудования горного участка приведен в табл. 1. Суммарная установленная активная мощность электроприемников лавы без резерва  $P_{н.л}$  составляла 1176 кВт, ленточных конвейеров  $P_{н.к} = 1188$  кВт, а всего участка  $P_{н} = 2364$  кВт. Соответствующая реактивная мощность при номинальном  $\cos\alpha$  составляла для лавы  $Q_{н.л} = 640,7$  квар, для ленточных конвейеров  $Q_{н.к} = 736$ , а для всего участка  $Q_{н} = 1376,7$  квар. Установленное оборудование получало питание от четырех передвижных подстанций типа ТСШВП-630/6 и от двух подстанций ТСШВП-320/6.

Таблица 1

Наименование объекта	Число установленных двигателей	Тип двигателя	Мощность двигателя $P_n$ , кВт	Суммарная мощность		Номинальный коэффициент мощности $\cos \varphi_n$
				активная $P_{\Sigma n}$ , кВт	реактивная $Q_{\Sigma n}$ , квар	
Узкозахватный комбайн КШЗМ	2 2 4	1ЭДКО-5Р	145	580	315,2	0,88
Лавный конвейер КМ-81-02Б	3	ЭДКОФ4-55	55	165	93,6	0,87
Скребковый конвейер СП-87П	3	ЭДКОФ53-4	110	330	179,3	0,88
Насосная установка	2 2 4	ВАОФ62-4У5	17	68	34,9	0,89
СНУ-5	1 2 2	ВАО-51-8	4	8	4,5	0,87
Лебедка ЛПК-10	1	ВАО-62-4	17	17	8,2	0,90
Пусковой агрегат АП-4	2	—	4	8	5,0	0,85
Ленточный конвейерный транспорт КЛЗ-600	9	ВАО2-315М8	132	1183	736,6	0,85



Прогрессивными высокоточными приборами для измерения электрической энергии как за рубежом [1], так и у нас в стране [2] считаются электронные счетчики. Измерения осуществлялись с помощью переносного устройства, смонтированного на базе электронного счетчика активной и реактивной электроэнергии типа Ф441 класса точности 0,5 по активной энергии и 1,0 – по реактивной. Измерительная установка располагалась в непосредственной близости от вторичных цепей трансформаторов тока и напряжения. Показания счетчика и вольтметра фиксировались через каждые 30 мин. Измерения производились на протяжении характерных семи загруженных рабочих смен в конце октября 1984 г. Продолжительность измерений, а также шаг дискретности определялись с помощью аппарата теории случайных функций и на основании действующих норм [3].

Средняя нагрузка группы приемников электроэнергии дает возможность приблизительно оценить нижний предел возможных значений расчетной нагрузки [4]. В условиях эксплуатации средние активная  $P_c$  и реактивная  $Q_c$  нагрузки за смену определялись по формулам:

$$P_c = (\Delta \mathcal{E}_a / T) \cdot K_{TT} K_{TN}, \quad (1)$$

$$Q_c = (\Delta \mathcal{E}_p / T) \cdot K_{TT} K_{TN}, \quad (2)$$

где  $\Delta \mathcal{E}_a$ ,  $\Delta \mathcal{E}_p$  – потребление активной и реактивной электроэнергии горным участком на протяжении рабочей смены;  $T$  – длительность рабочей смены;  $K_{TT}$ ,  $K_{TN}$  – соответственно коэффициенты трансформации тока и напряжения измерительных трансформаторов.

По результатам измерений с применением формул (1) и (2) были вычислены средняя активная  $P_c = 702$  кВт и средняя реактивная  $Q_c = 750$  квар нагрузки. Коэффициенты использования по активной мощности  $K_{и.р} = P_c / P_{н}$  составили 0,30 и реактивной  $K_{и.р} = Q_c / Q_{н}$  составили 0,53.

Коэффициент формы графика нагрузки по активной мощности определяется по показаниям счетчика Ф-441 и вычисляется по формуле [4]

$$K_{\Phi} = \sqrt{m} \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^m (\Delta \mathcal{E}_{ai})^2}}{\mathcal{E}_a}, \quad (3)$$

где  $\mathcal{E}_a$  – расход активной электроэнергии за характерную рабочую смену продолжительностью  $T$ ;  $\Delta \mathcal{E}_{ai}$  – расход активной электроэнергии за время  $\Delta T = T/m$ ;  $m$  – число равных интервалов, на которое разбит график нагрузки, снятый за период времени  $T$ .

Коэффициент формы графика численно равен  $K_{\Phi} = 1,23$ . Подставив в формулу (3) соответствующие значения, определяли коэффициент формы графика и по реактивной электроэнергии  $K_{\Phi,р} = 1,21$ . Полученные значения говорят о существенной неравномерности потребления электроэнергии, так как  $K_{\Phi}$  свое наименьшее значение, равное 1,0, принимает при неизменной во времени нагрузке. При анализе режимов электропотребления были выявлены значения расчетной активной  $P_p = 1604$  кВт и реактивной  $Q_p = 1336$  квар нагрузок и определены коэффициенты максимума активной  $K_M = P_p / P_c = 2,23$

и реактивной  $K_{M,P} = Q_P/Q_C = 1,84$  нагрузок, а также коэффициенты заполнения для активной  $K_3 = 1/K_M = 0,45$  и реактивной  $K_{3,P} = 0,54$  мощностей.

На основании Инструкции по проектированию электроснабжения промышленных предприятий (СН 174-75) электрические нагрузки электроприемников с переменным режимом электропотребления рекомендуется производить по методу коэффициентов использования и максимума. До установления значений расчетных коэффициентов использования и максимума в соответствии с Инструкцией по проектированию электроустановок угольных шахт, разрезов и обогатительных фабрик (ВСН 12.25.003-80) допускает расчет электрических нагрузок для горных участков производить по методу коэффициента спроса [4]. Численное значение коэффициента спроса, полученное экспериментально для активной мощности  $K_C = K_i K_M$ , равняется 0,67, а для реактивной  $K_{C,P} = 0,99$ . Значение  $K_{C,P}$ , близкое к 1, говорит о повышенном потреблении горным участком реактивной мощности.

Расход активной электроэнергии  $\mathcal{E}_a$  за смену составил 5616 кВт·ч, а реактивной  $\mathcal{E}_p = 5808$  квар·ч. Время использования максимальной активной нагрузки  $T_M$  за смену равнялось 3,5 ч, а реактивной  $T_{M,P} = 4,35$  ч. Среднее значение коэффициента мощности  $\cos\varphi_c = P_c/S_c$ , найденное по результатам измерений, равно 0,69 и значительно меньше среднего паспортного значения  $\cos\alpha_{c,п}$ , составляющего 0,86.

Проведенная работа позволяет сделать ряд выводов.

1. В производственных условиях калийного рудника 4РУ ПО "Беларуськалий" экспериментально определены режимы электропотребления активной и реактивной мощностей. По результатам измерений рассчитаны основные показатели и коэффициенты, определяющие графики нагрузки характерного горного участка, которые могут применяться в практике проектирования.

2. Значения коэффициента спроса по реактивной мощности и коэффициент мощности говорят о повышенном потреблении горным участком реактивной мощности.

3. Анализ графиков нагрузки показал, что фактически используется 32 % трансформаторных мощностей, установленных для питания потребителей горного участка.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Sangamo to mass produce electronic meters // Electrical Review. 1984. Vol. 214, No 11, 23 March. — P. 10.
2. Зыкин Ф.А., Каханович В.С. Измерение и учет электрической энергии. — М.: Энергоиздат, 1982. — 104 с.
3. Указания по определению электрических нагрузок в промышленных установках // Инструктивные указания по проектированию электротехнических промышленных установок. — 1968. — № 6. — С. 3—17.
4. Справочник по электроснабжению промышленных предприятий. Промышленные электрические сети / Под ред. А.А.Федорова и Г.В.Сербиновского. — М., 1980. — 576 с.

## РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ ОПТИМАЛЬНОГО РАЗМЕЩЕНИЯ НОВЫХ ИСТОЧНИКОВ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В СИСТЕМЕ ПРИ УЧЕТЕ ИХ ДИСКРЕТНОСТИ

При решении задачи оптимального размещения новых источников реактивной мощности (ИРМ) нельзя не учитывать их дискретность, для чего необходим аппарат математического программирования. Предлагаемая ниже методика решения задачи размещения новых ИРМ при учете дискретности стандартных значений их мощности построена на сочетании приемов дифференциального анализа с приемами математического программирования.

Основные принципы предлагаемой методики заключаются в следующем.

Пусть нам известно оптимальное размещение новых ИРМ без учета дискретности. Это – решение задачи для идеального случая, когда бы мы могли как угодно дробить устанавливаемые ИРМ и получать наименьшие затраты. Назовем такое решение идеальным. Нахождение идеального решения основывается на приемах дифференциального анализа [ 1, 2 ] .

Округление установленной мощности до стандартного значения хотя бы для одного ИРМ ведет к уходу от идеального решения и к увеличению затрат.

Перечисленные выше основные положения можно сформулировать следующим образом.

1. В качестве основы для размещения ИРМ с учетом их дискретности следует брать идеальное решение; для нахождения его используется метод, основанный на приемах дифференциального анализа.

2. Последовательность (алгоритм) расчета для дискретной задачи должна быть такой, чтобы соответствующие ей затраты по возможности меньше отличались от затрат идеального варианта.

Остановимся на втором положении. Очевидно, невозможно округлить мощности всех ИРМ до стандартных значений в одном шаге вычислительного процесса и при этом соблюсти требование наименьшего роста затрат.

Последовательность решения дискретной задачи должна быть шаговой, когда мощность одного ИРМ на каждом шаге округляется до стандартного значения, для которого такое округление обходится наименьшим ростом затрат.

Обеспечив наименьший рост затрат на каждом шаге, мы получим решение с наименьшим их значением. Такая методика является эвристической, однако, как показал опыт расчетов, достаточно удачной.

Следует обратить внимание еще на одно обстоятельство. Пока в первом шаге мы находим ИРМ, для которого округление мощности обходится наименьшим ростом затрат, в качестве опорного решения используется идеальное. Как только мощность такого ИРМ округляется до стандартного значения, мы уходим от идеального решения. В этом случае становится неясным, какое решение следует использовать в качестве опорного при выборе второго ИРМ

на втором шаге задачи. Отсюда вытекает еще один вывод. После округления мощности очередного ИРМ до стандартного значения его нужно исключить из числа варьируемых и найти промежуточное идеальное решение для нового состава свободноварируемых ИРМ.

Таким образом мы параллельно используем дифференциальный анализ и положения дискретной математики.

Важно заметить, что поиск промежуточного идеального решения объясняется не только необходимостью обновлять опорный режим, но и перераспределением реактивной мощности среди оставшихся ИРМ. Такое перераспределение реактивной мощности способствует обеспечению наименьшего роста затрат на каждом шаге задачи. С учетом изложенных выше принципов сформулируем следующий алгоритм решения задачи, состоящий из 6 пунктов.

1. Считать, что все ИРМ являются варьируемыми. Задать начальное распределение реактивной нагрузки между ИРМ.

2. Выполнить расчет оптимального распределения реактивной нагрузки между варьируемыми ИРМ (найти идеальное решение). Для каждого варьируемого ИРМ запомнить значения производных  $\partial Z / \partial I_i''$ .

3. Для каждого варьируемого ИРМ вычислить ущерб  $Y_i$ , связанный с округлением его мощности до стандартного значения, для этого необходимо:

– временно округлить  $Q_{\text{ирм}}$  до стандартного значения, вычислить  $\delta Q_i$  и  $\delta I_i''$ ;

– рассчитать перераспределение мощности  $\delta Q_i$  между другими варьируемыми ИРМ, вычислить  $\delta I_j''$ ;

– вычислить и запомнить ущерб  $Y_i$  по формуле

$$Y_i = \delta Z_i = \sum_{j=1}^m \partial Z / \partial I_j'' \delta I_j'' \quad (1)$$

4. Используя вычисленные в пункте 3-м значения возможных ущербов  $Y_i$ , определить тот ИРМ, которому соответствует наименьший ущерб  $Y_i$ . Округлить мощность выбранного ИРМ до стандартного значения; исключить данный ИРМ из числа варьируемых.

5. Если еще не все ИРМ исключены из числа варьируемых, то решение задачи продолжить, начиная с пункта 2.

6. Конец работы алгоритма.

В данном алгоритме следует пояснить, каким образом выполнить перераспределение реактивной нагрузки между другими варьируемыми ИРМ и вычислить приращение их токов  $\delta I_j''$ . Проще для этой цели использовать полную процедуру оптимального распределения реактивной нагрузки между другими варьируемыми ИРМ, как в пункте 2. Однако работа этой процедуры связана с необходимыми расчетами режимов и, следовательно, со значительным расходом машинного времени. Так, если при каждом обращении к процедуре оптимального распределения реактивной нагрузки будет в среднем выполняться один расчет режима, то работа всего нашего алгоритма приведет к выполнению  $m + 1/2m^2$  расчетов режима, что делает наш алгоритм практически нереализуемым. Чтобы значительно сократить счетную работу, следует пункт 3-й выполнять на основе решения системы уравнений

$$\sum_{j=1}^m \gamma_{ij} \delta I_j'' = 1/6 F_i, i = 1, \dots, n,$$

предложенной в работе [5].

При такой организации пункта 3 работа нашего алгоритма потребует выполнения только  $m$  расчетов режимов.

В заключение проанализируем работу предлагаемого алгоритма с точки зрения погрешности.

Очевидно, если результаты работы данного алгоритма и будут содержать некоторую погрешность, то причины ее следует искать в выполнении пункта 3-го. В этом случае мы используем для вычисления конечных приращений формулу дифференциала. Безусловно, данное обстоятельство может послужить причиной некоторой погрешности в расчете  $Y_i$ . Однако это еще не значит, что указанная погрешность может существенно повлиять на выбор ИРМ, мощность которого следует округлять до стандартного значения в текущем шаге вычислительного процесса.

Кроме того, при необходимости выполнения пункта 3-го можно построить на использовании точных формул с привлечением производных более высокого порядка.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Поспелов Г.Е., Сыч Н.М., Федин В.Т. Компенсирующие и регулирующие устройства в электрических системах. — Л., 1983. — 112 с.
2. Федоровский Г.К., Федорова Т.А. Обобщенное условие оптимального размещения источников реактивной мощности в питающих сетях // Изв. вузов. Энергетика. — 1983. — № 3. — С. 8.
3. Федоровский Г.К., Федорова Т.А. Рациональная форма обобщенного условия оптимального распределения реактивной нагрузки // Изв. вузов. Энергетика. — 1983. — № 6. № 3551-83 Деп.
4. Федоровский Г.К., Федорова Т.А. Вычисление производных  $\partial \Delta P / \partial I_i'$  и  $\partial \Delta Q / \partial I_i'$  в задаче оптимального размещения источников реактивной мощности // Изв. вузов. Энергетика. — 1983. — № 9. № 3552-83 Деп.
5. Федорова Т.А. Методика вычисления оптимизирующих приращений при решении задачи оптимального размещения ИРМ в питающих сетях // Изв. вузов. Энергетика. — 1983. — № 9. № 3553-83 Деп.
6. Федорова Т.А. Учет взаимного влияния источников реактивной мощности при решении задачи их размещения в питающих сетях // Изв. вузов. Энергетика. — 1983. — № 6. № 3554-83 Деп.

УДК 621.315

Т.Н.СТРЕЛОВА (БПИ)

### ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНО-СЕКЦИОНИРОВАННОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ НА УРОВНИ ТОКОВ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ

Современное развитие электроэнергетических систем характеризуется ростом токов короткого замыкания (ТКЗ). Это нежелательное явление следует как можно более ограничивать.

Рекомендуемые в настоящее время мероприятия по ограничению ТКЗ и снижению последствий, связанных с их действием, можно разделить на три направления:

- применение выключателей с повышенной отключающей способностью;
- секционирование сетей и автоматическое опережающее деление их;
- ограничение ТКЗ путем установки реакторов и трансформаторов с расщепленной обмоткой.

Для объединения энергосистем используются асинхронизированные синхронные электрохимические преобразователи частоты (АС ЭМПЧ), выполняемые в виде двух асинхронизированных синхронных машин (АСМ), роторы которых жестко соединены между собой механически одним общим валом.

В соответствии с [1, 2] технически и экономически перспективным представляется использование АС ЭМПЧ непосредственно на электрических станциях. Сборные шины самых мощных электростанций секционируются на электрически несвязанные части. Короткие замыкания и другие возмущения через АС ЭМПЧ не передаются, а локализуются в рамках возмущенной энергосистемы [3].

Обладая перечисленными техническими достоинствами, электромагнитное секционирование станции, с точки зрения снижения уровней ТКЗ, в сети высшего и среднего напряжения может быть наиболее перспективно по сравнению с существующим секционированием.

В данной работе поставлена задача количественной оценки влияния электростанции с АС ЭМПЧ на значения ТКЗ при симметричных и несимметричных КЗ. Для расчета ТКЗ на ЭВМ использованы обычные математические методы с учетом известных допущений, среди которых одним из основных считается пренебрежение электромагнитными переходными процессами в статорных и роторных контурах синхронных и асинхронных машин для линейной модели электрической сети (табл. 1). Несимметричные короткие замыкания исследованы методом симметричных составляющих. Решение осуществлялось по программе V-IV-28, разработанной в Институте электродинамики АН УССР.

Исследования проведены для схемы, изображенной на рис. 1. Она охватывает 27 узлов, 35 ветвей, содержит шесть генерирующих станций.

Для повышения управляемости электростанции (ЭС) и улучшения режимных характеристик ее работы в установившихся и переходных процессах, например на ЭС1, установлено устройство АС ЭМПЧ, состоящее из двух асинхронизированных синхронных машин или асинхронизированных синхронных турбогенераторов (АСТГ) на общем валу с одной турбиной. Статоры АСТГ подключены к шинам станции через трансформаторы. Номинальная мощность каждого АСТГ принималась равной мощности турбины, т. е. 800 МВт.

На рис. 2 представлена схема электромагнитного секционирования устройством АС ЭМПЧ шин 330 и 750 кВ ЭС 1; на рис. 3 – схема электромагнитного секционирования устройством АС ЭМПЧ шин 750 кВ. Рассмотрены варианты схем при параллельной работе также двух АС ЭМПЧ.

На ЭС 1 при КЗ на шинах 750 кВ для схемы рис. 2 ТКЗ на 14 % ниже токов для схемы рис. 1, потому что подпитка точки КЗ генераторами шин 330 кВ отсутствует, а подпитка через внешнюю сеть мала. При подключении на параллельную работу второго АС ЭМПЧ положительного эффекта не наблюдается из-за подпитки места КЗ токами АСТГ АС ЭМПЧ. При электромагнитном секционировании шин 750 кВ ЭС 1 уровень токов КЗ снижается на 18–65 %, так как шины напряжением 750 кВ делятся на две электрически несвязанные секции. При КЗ на I секции шин 750 кВ отсутствует подпитка со стороны

## Результаты расчетов ТКЗ

Место короткого замыкания	Вид короткого замыкания	Исходная схема исследуемой ОЭС	Секционирование шин ЭС 1			
			330 и 750 кВ		750 кВ	
			одно устройство АС ЭМПЧ	два устройства АС ЭМПЧ	одно устройство АС ЭМПЧ	два устройства АС ЭМПЧ
К-1	$I_K^{(3)}$ , кА	15,505	13,335	15,538		
	$I_K^{(1,1)}$ , кА	18,973	17,014	19,92		
К-1'	$I_K^{(3)}$ , кА				12,683	12,681
	$I_K^{(1,1)}$ , кА				15,316	15,313
К-1''	$I_K^{(3)}$ , кА				5,329	7,531
	$I_K^{(1,1)}$ , кА				6,867	9,771
К-2	$I_K^{(3)}$ , кА	8,008	7,755	8,261	7,249	7,249
	$I_K^{(1,1)}$ , кА	7,687	7,583	7,942	7,01	7,008
К-3	$I_K^{(3)}$ , кА	6,148	6,152	6,365	5,761	5,76
	$I_K^{(1,1)}$ , кА	5,975	6,000	6,179	5,632	5,631
К-4	$I_K^{(3)}$ , кА	6,906	6,644	7,09	4,048	5,012
	$I_K^{(1,1)}$ , кА	6,464	6,276	6,651	4,091	4,929
К-5	$I_K^{(3)}$ , кА	6,368	6,233	6,586	4,104	4,949
	$I_K^{(1,1)}$ , кА	6,007	5,929	6,202	4,215	4,912
К-6	$I_K$ , кА	31,768	18,983	18,989	29,576	29,571
	$I_K^{(1,1)}$ , кА	35,92	23,046	23,05	33,596	33,588

II секции, но значительна подпитка генераторов шин 330 кВ. При КЗ на II секции шин 750 кВ точку КЗ подпитывают только АСТГ и синхронный турбогенератор (СТГ) этой секции.

Включение на параллельную работу второго АС ЭМПЧ не изменяет число машин, питающих точку короткого замыкания, а на II секции наблюдается даже увеличение ТКЗ благодаря влиянию АСТГ второго АС ЭМПЧ.

Как видно из полученных результатов, при КЗ на шинах 330 кВ ЭС 1 секционирование устройством АС ЭМПЧ шин 750 кВ и 330 кВ снижает ТКЗ на 40 %, так как подпитка места повреждения СТГ и АСТГ шин 750кВ осуществляется только через внешнюю сеть и за счет значительной длины линий ослабевает. Установка второго АС ЭМПЧ дает тот же эффект, так как число электрических машин, непосредственно питающих точку КЗ, не изменяется.

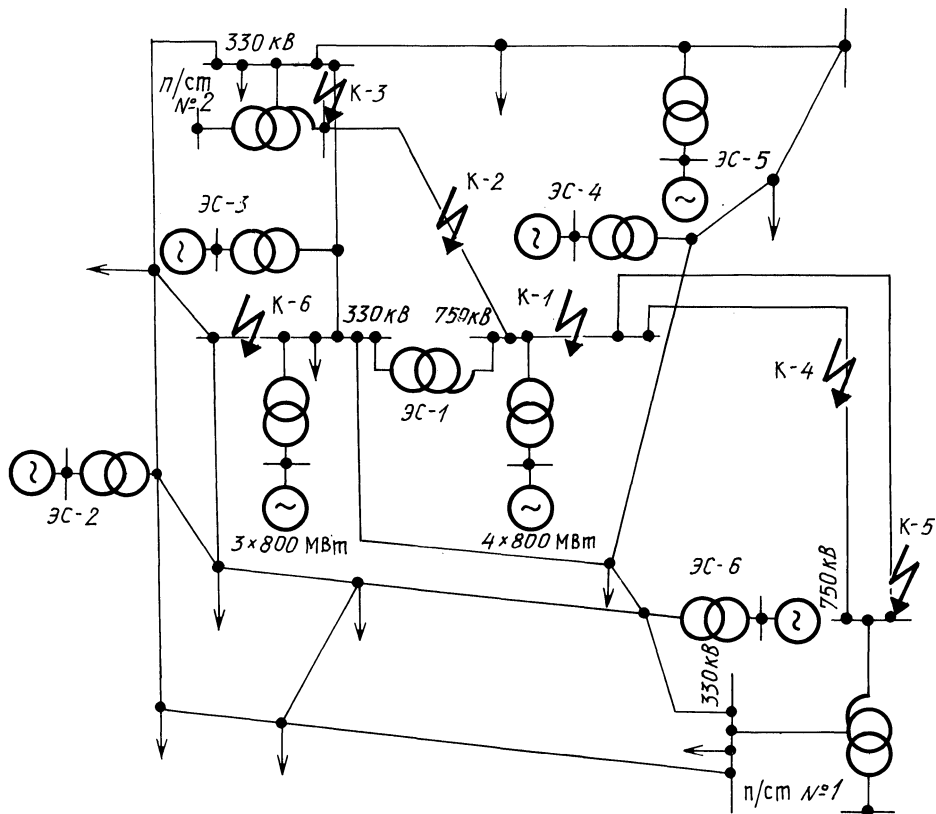


Рис. 1. Схема исследуемой ОЭС.

Секционирование шин 750 кВ устройством АС ЭМПЧ дает снижение ТКЗ на шинах 330 кВ всего на 7% благодаря электрической связи через автотрансформатор с I секцией шин 750 кВ. Включение второго АС ЭМПЧ не изменяет генерирующей мощности на секции.

Из результатов расчета уровней ТКЗ на линиях 750 кВ, связывающих ЭС 1 с подстанциями № 2 и № 1, видно, что применение схемы на рис. 2 снижает ТКЗ на 3—4%, так как энергетическая связь через вал АС ЭМПЧ лишает места повреждения подпитки от СТГ и АСТГ шин 330 кВ, но АСТГ шин 750 кВ, питающая точку КЗ, значительно уменьшают этот эффект. Включение второго АС ЭМПЧ даже несколько увеличивает ТКЗ, так как увеличивается генерирующая мощность на шинах 750 кВ. Схема рис. 3 при КЗ на линии 750 кВ до подстанции № 2 уменьшает ТКЗ на 10%, так как подпитка места повреждения генераторами II секции шин 750 кВ отсутствует. Второе устройство АС ЭМПЧ не изменяет количество машин, питающих точку КЗ.

Электромагнитное секционирование шин 750 кВ станции уменьшает значение тока короткого замыкания в линии 750 кВ до подстанции № 1 на 40%, так как точку КЗ питают только СТГ и АСТГ II секции шин 750 кВ. Установ-



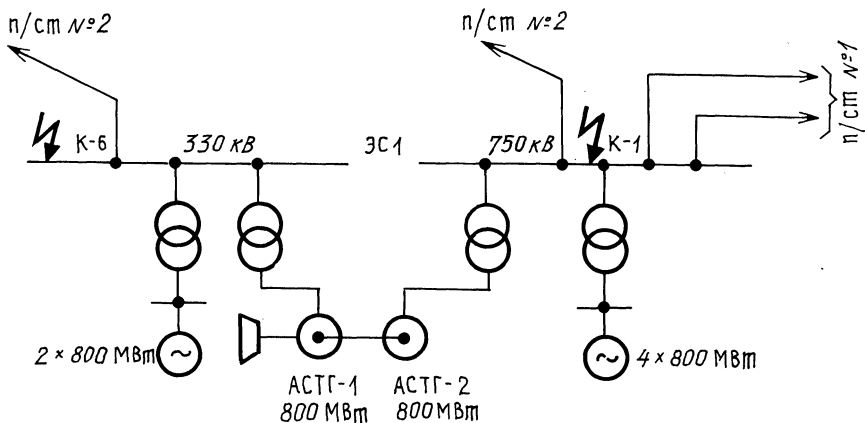


Рис. 2. Схема электромагнитного секционирования устройством АС ЭМП4 шин 330, 750 кВ станции.

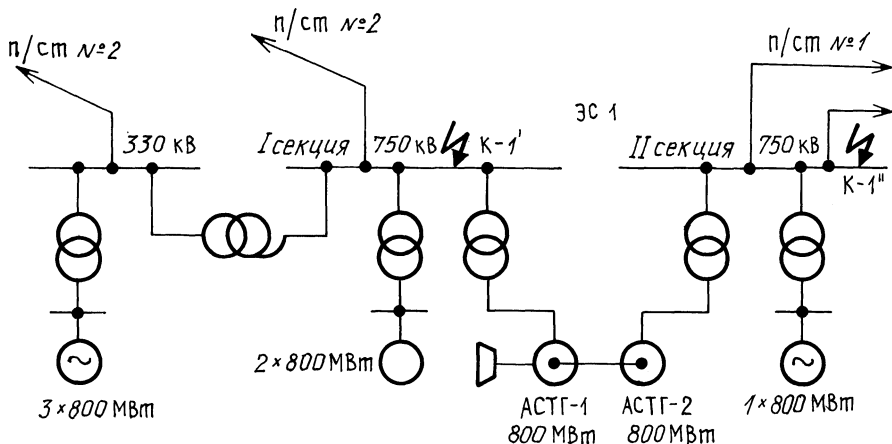


Рис. 3. Схема электромагнитного секционирования устройством АС ЭМП4 шин 750 кВ станции.

ка второго АС ЭМПЧ даже увеличивает ТКЗ вследствие подпитки точки КЗ АСТГ этого преобразователя.

На шинах 750 кВ подстанции № 2 секционирование станции при напряжении 330, 750 кВ не изменяет ток КЗ, а подключение второго АС ЭМПЧ незначительно увеличивает его в месте повреждения, так как велика подпитка от АСТГ самих преобразователей. Секционирование же шин 750 кВ станции уменьшает уровень ТКЗ на 7% из-за отсутствия электрической связи секций I и II шин 750 кВ.

Для шин 750 кВ подстанции № 1 применение схемы рис. 2 и включение второго АС ЭМПЧ не дают заметного эффекта, так как увеличивается подпитка от АСТГ самих преобразователей, которая компенсирует отсутствие связи с генераторами шин 330 кВ. При секционировании станции на напряжении

750 кВ ТКЗ уменьшается на 35 %, отсутствует электрическая связь с I секцией шин 750 кВ и с генераторами шин 330 кВ. Включение на параллельную работу второго АС ЭМПЧ снижает ТКЗ на 23 %, так как значительна подпитка места повреждения АСТГ этого преобразователя.

В результате можно сделать ряд выводов.

1. Установка устройства АС ЭМПЧ для снижения уровней ТКЗ в сети высшего и среднего напряжения непосредственно на станции целесообразна.

2. Эффективность применения АС ЭМПЧ тем выше, чем повреждение ближе расположено к месту секционирования.

3. Электромагнитное секционирование шин 330, 750 кВ ЭС 1 на 40 % уменьшает ТКЗ на шинах 330 кВ.

4. Электромагнитное секционирование шин 750 на 65 % снижает ТКЗ на шинах 750 кВ.

5. С удалением точки КЗ эффект заметно либо ослабевает, либо исчезает вовсе.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. А. с. 904097 (СССР). Устройство для связи и регулирования двух энергосистем / Е.В.Калентионок, Г.Е.Поспелов. — Оpubл. в Б. И., 1982, № 5. 2. Кри в у ш к и н Л.Ф., Ч е в ы ч е л о в В.А. О целесообразной области применения асинхронизированных турбогенераторов // Электр. станции, 1983. — № 10. — С. 38–41. 3. З е л е н о х а т Н.И. Создание гибких связей для объединения электроэнергетических систем // Изв. вузов. Энергетика. — 1981. — № 1. — С. 3–8.

## СОДЕРЖАНИЕ

Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Седяко Д.Г., Темкин В.А. Анализ и обобщение некоторых результатов нагрева массивных тел излучением . . . . .	3
Несенчук А.П. Исследование свойств адсорбционной системы с термопсевдооживленным слоем сорбента . . . . .	6
Хутская Н.Г., Малевич Ю.А. Оценка влияния капель на теплообмен в двухфазном потоке. . . . .	12
Тимошпольский В.И. Инженерный метод расчета массивных тел излучением. . . . .	15
Судилковский В.К., Мулев Ю.В., Щербич А.В., Билуха В.Г. Системы регулирования узла встроенного сепаратора. . . . .	20
Судилковский В.К., Мулев Ю.В., Бобров В.В., Щербич А.В. Оптимизация геометрических размеров диэктрометрических датчиков . . . . .	24
Руденков Б.М., Кочетков А.В. Образование окислов азота в топке мазутного котла с циклонными предтопками. . . . .	27
Воронова Н.П., Козлов А.И., Смурага Л.Н. Уточнение температурных полей некоторых материалов при гармоническом изменении температуры окружающей среды. . . . .	29
Смурага Л.Н. Некоторые экспериментальные данные о работе печей с различной комбинацией футеровочных материалов . . . . .	34
Жихар Г.И., Богданович И.Г., Кеда Н.П. Расчетное исследование образования окислов азота и серы при сжигании мазута. . . . .	37
Качан А.Д., Шишея П.Н., Ганжин В.А., Леванович М.А., Балаев А.В. Основные принципы распределения нагрузки отопительных отборов турбин ТЭЦ. . . . .	41
Малевич Ю.А., Михалев В.П. Использование вторичных энергоресурсов для интенсификации процесса сушки фарфоровых изделий в сушильно-формовочных агрегатах типа ЛСФ-6. . . . .	45
Мигуцкий Е.Г., Худoley Д.А. Выбор оптимальной системы утилизации тепловых вторичных энергоресурсов машиностроительных предприятий . . . . .	48
Несенчук А.П., Седнин В.А., Романюк В.Н., Валуев А.П., Чернышев В.И., Шкловчик Д.И. К вопросу о состоянии дисперсной системы в термическом промышленном десорбере. . . . .	51
Гурвич Э.А., Жмакин Н.П., Тимошпольская Л.С. Тепловой расчет пресс-форм для литья под давлением. . . . .	53
Сапун Н.Н., Ковалев В.А. Режим быстрого кипящего слоя двухкомпонентной системы воздух-твердое тело. . . . .	56
Кулаков Г.Т., Тимошенко В.В., Вексин А.Н. Микропроцессорная система управления процессом горения . . . . .	60
Ковалев В.А., Сапун Н.Н., Сомова С.В., Гаевая И.О. Методика расчета степени выгорания паров серы в промышленных установках . . . . .	63
Сычик В.А., Лавринович П.А. Вискозиметрия жидких электроизоляционных материалов . . . . .	65
Тухай Г.Г., Кравченко Е.В. Управление процессом науглероживания стали в электротермическом псевдооживленном слое. . . . .	68
Назаренко Л.П., Демиденко Л.И. Энергетические соотношения при антенном отборе мощности от высоковольтных линий электропередачи . . . . .	73
Карницкий Н.Б., Жихар Г.И., Романюк В.Н., Крупнов В.П. Особенности распределения падающих тепловых потоков в топках паровых котлов с различной компоновкой мазутных горелок . . . . .	75

Бладыко Ю.В. Расчет сближения проводов при коротких замыканиях. . . . .	79
Литвинец В.И., Кашеева К.Э. К вопросу регулирования теплопроизводительности группы водогрейных котлов . . . . .	83
Стрелюк М.И., Сергей И.И., Бладыко Ю.В., Юсеф Ю. Расчет отклонений гибкой ошиновки открытых распределительных устройств сверхвысокого напряжения . . . . .	86
Лившиц В.С., Лapidус А.И. Автоматический регулятор возбуждения синхронного двигателя с электромашинным возбудителем. . . . .	90
Жиглей В.В. Вопросы анализа режимов электропотребления горным участком калийного рудника. . . . .	95
Поспелов Г.Е., Федоровский Г.К., Федоровская Т.А. Решение задачи оптимального размещения новых источников реактивной мощности в системе при учете их дискретности. . . . .	99
Стрелова Т.Н. Влияние электромагнитно-секционированной электростанции на уровни токов короткого замыкания. . . . .	101

**НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ**  
**В ы п у с к 13**

Зав. редакцией *А.Я.Канторович*  
Редактор *А.М.Апель*  
Худож. редактор *И.А.Демковский*  
Техн. редактор *Л.И.Счисленок*  
Мл. редактор *Л.И.Сташенко*  
Корректоры *Б.В.Никанович, З.Б.Звонарева*  
Оператор *А.И.Маль*

ИБ № 2043

Подписано в печать 15.10.86. АТ 13809. Формат 60х90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать.  
Гарнитура Пресс Роман. усл.печ.л. 7,25. Усл. кр.-отт. 7,625 . Уч.-изд.л. 9,62 . Тираж  
410 экз. Зак. 6791. Цена 1 р. 50 к.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам изда-  
тельств, полиграфии и книжной торговли. 220048, Минск, проспект Машерова, 11.

Типография "Победа". 222310, Молодечно, ул. Тавляя, 11.

Отпечатано с оригинала-макета, подготовленного в издательстве "Вышэйшая школа"

## РЕФЕРАТЫ

УДК 621.24:536.02

Анализ и обобщение некоторых результатов нагрева массивных тел излучением / В.И.Тимошпольский, И.А.Трусова, Д.Г.Седяко, В.А.Темкин // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13, С. 3–6.

Разработан метод численно-аналитического расчета массивных тел в условиях теплового излучения. Доказывается конкурентоспособность полученных расчетных выражений с численными методами решения исходной краевой задачи: максимальное расхождение результатов вычислений не превышает 3–3,5 %. Предложенный метод с полным основанием можно отнести к категории инженерных благодаря простоте расчетных соотношений, а также возможности выполнения ручных оперативных математических операций с точностью до трех-четырёх значащих цифр. – Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 66.096.5

Несенчук А.П. Исследование свойств адсорбционной системы с термопсевдоожженным слоем сорбента // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 6–12.

Приведены результаты аналитического и экспериментального исследования свойств адсорбционной системы с термопсевдоожженным слоем сорбента, выполненные на кафедре промышленной теплоэнергетики Белорусского ордена Трудового Красного Знамени политехнического института в период с 1975 по 1985 годы. – Ил. 2. Табл.1. Библиогр. 10.

УДК 536.5:621.643.001.5

Хутская Н.Г., Малевич Ю.А. Оценка влияния капель на теплообмен в двухфазном потоке // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 12–15.

Приведен анализ влияния капель жидкости в воздушном потоке на теплообмен в результате рассмотрения искажения пограничного слоя каплями по аналогии с искажением вязкого подслоя бугорками шероховатости при течении однофазной среды в канале. – Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.78.536.212

Тимошпольский В.И. Инженерный метод расчета массивных тел излучением// Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 15–20.

Получены расчетные формулы при использовании новой численно-аналитической комбинации, базирующиеся на инженерном рассмотрении процесса распространения тепла в массивном теле. Расчеты нагрева массивных изделий тепловой радиацией и конвекцией, выполненные на основе полученных формул, отличаются повышенной точностью. При сопоставлении расчетных значений, выполненных с помощью ЭЦВМ и методом эквивалентных источников, отмечено хорошее согласование результатов. Показан диапазон применения новых выражений для вычисления полых и несимметрично нагреваемых тел излучением и конвекцией. – Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.311.22.002.5:621.186.6: 65.011.56

Системы регулирования узла встроенного сепаратора / В.К.Судиловский, Ю.В.Мулев, А.В.Щербич, В.Г.Билуха // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 20–23.

Дан анализ существующих способов управления встроенными сепараторами прямоточных котлоагрегатов в процессе пуска. Рекомендовано в АСР встроенных сепараторов использовать сигнал по влажности отсепарированного пара, сформированный диэлектрометрическим датчиком. Библиогр. 12.

УДК 621.311

Оптимизация геометрических размеров диэлектрометрических датчиков / В.К.Судиловский, Ю.В.Мулев, В.В.Бобров, А.В.Щербич // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 24–26.

Рассмотрена необходимость оптимизации геометрических размеров диэлектрометрических датчиков, применяемых для измерения влажности водяного пара, и предложена методика определения оптимальных геометрических размеров коаксиальных датчиков. – Ил. 2.

УДК 662.941.2

Руденков Б.М., Кочетков А.В. Образование окислов азота в топке мазутного котла с циклонными предтопками // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 27–29.

Рассмотрены процессы образования окислов азота в топке и газоходах котлоагрегата по ширине и глубине топки и по длине факела при сжигании мазута в циклонных предтопках. – Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.1.016.4

Воронова Н.П., Козлов А.И., Смурага Л.Н. Уточнение температурных полей некоторых материалов при гармоническом изменении температуры окружающей среды // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 29–34.

Численными методами рассчитаны температурные поля, создаваемые при нагреве пластины, цилиндра и шара при коэффициентах плотности, теплоемкости и теплопроводности, зависящих от температуры. Температура окружающей среды изменялась по гармоническому закону. Сравнение результатов с экспериментальными данными дает погрешность не более 1 %, в отличие от погрешности 5–10 %, полученной при вычислениях без учета зависимости коэффициентов  $\rho$ ,  $c$  и  $\lambda$  от температуры. – Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 621.725.377

Смурага Л.Н. Некоторые экспериментальные данные о работе печей с различной комбинацией футеровочных материалов // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 34–37.

Описаны конструкции ограждения печей с футеровками из плотных огнеупорных материалов, волокнистых и комбинированной.

Приводятся теплотехнические характеристики печей с различной комбинацией футеровочных материалов.

На основании анализа характеризуются преимущества печей с футеровкой из огнеупорных волокнистых материалов. – Табл. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.181.12

Жихар Г.И., Богданович И.Г., Кеда Н.П. Расчетное исследование образования окислов азота и серы при сжигании мазута // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. С. 37–41.

Приведены кинетическая модель процесса горения углеводородного топлива и образования окислов азота и серы, результаты расчетов сжигания сернистого мазута по предлагаемой кинетической модели. – Ил. 2. Библиогр. 6.

УДК 621.311.22

Основные принципы распределения нагрузки отопительных отборов турбин ТЭЦ / А.Д.Качан, П.Н.Шишея, В.А.Ганжин и др. // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. С. 41–45.

Показано, что относительные приросты теплофикационной мощности по нагрузке отопительных отборов турбин являются в основном падающими. При этом отопительная нагрузка отборов для параллельно работающих турбин должна распределяться из условия равенства рассматриваемых приростов. – Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 66.047

Малевиц Ю.А., Михалев В.П. Использование вторичных энергоресурсов для интенсификации процесса сушки фарфоровых изделий в сушильно-формовочных агрегатах типа ЛСФ-6 // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 45–48.

Исследована эффективность применения уходящих газов из печей обжига в качестве энергоносителя для сушки фарфоровых изделий в пористых металлических формах. Намечены пути модернизации действующего сушильно-формовочного оборудования для осуществления двустороннего энергоподвода к системе форма–изделие. – Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 662.6.004.14

Мигуцкий Е.Г., Худoley Д.А. Выбор оптимальной системы утилизации тепловых вторичных энергоресурсов машиностроительных предприятий // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 48–51.

Рассмотрена методика выбора оптимальной системы утилизации тепла уходящих газов термических печей с использованием методов линейного программирования. – Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 66.095.5

К вопросу о состоянии дисперсной системы в термическом промышленном десорбере / А.П.Несенчук, В.А.Седнин, В.Н.Романюк и др. // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 51–53.

Приведены результаты аналитического исследования состояния дисперсной системы при регенерации сорбента в термическом десорбере станции получения технического диоксида углерода. Записано условие существования режима термосевдооживления слоя сорбента. – Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.74.001.24.(087)

Гурвич Э.А., Жмакин Н.П., Тимошпольская Л.С. Тепловой расчет пресс-форм для литья под давлением // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 53–55.



Предложен метод расчета теплового режима системы отливка–пресс-форма при различных условиях теплообмена на внешней поверхности формы. Результаты расчета оформлены в виде номограммы, позволяющей определять тепловые и конструктивные параметры пресс-форм при заданных технологических параметрах литья. – Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 536.244 + 621.032

Сапун Н.Н., Ковалев В.А. Режим быстрого кипящего слоя двухкомпонентной системы воздух–твердое тело // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 56–59.

Рассмотрены структура и аэродинамика режима быстрого кипящего слоя двухкомпонентной системы воздух–твердое тело. Определены скорости воздуха, при которых наступал режим быстрого кипящего слоя мелкодисперсного корунда, трех фракций кварцевого песка и синтетического цеолита. Определена ориентировочная граница режима быстрого кипящего слоя двухкомпонентной системы воздух–твердое тело. – Ил. 5. Библиогр. 3.

УДК 621.311.22.0025:621.1–52

Кулаков Г.Т., Тимошенко В.В., Вексин А.Н. Микропроцессорная система управления процессом горения // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 60–63.

Микропроцессорная система управления процессом сжигания топлива в топке котлоагрегата, выполненная на базе микроЭВМ "Электроника-60 М", поддерживает оптимальное соотношение топливо–воздух и заданное разрежение в топке котлоагрегата. В системе реализованы упреждающие динамические связи между регуляторами, автоподстройка основных динамических параметров контуров регулирования и непрерывный самоконтроль исправности.

Система работает в реальном масштабе времени и позволяет управлять процессом сжигания топлива как одновременно на двух котлоагрегатах, так и на каждом в отдельности. – Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 661.242

Методика расчета степени выгорания паров серы в промышленных установках / В.А.Ковалев, Н.Н.Сапун, С.В.Сомова, И.О.Гаевая // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 63–65.

Предложена методика расчета степени выгорания паров серы в зависимости от времени нахождения паров в топочном пространстве или продольных размеров печи в адiabатных условиях сжигания серы.

Рассмотрен метод расчета степени выгорания при введении в зону горения охлажденных поверхностей. – Библиогр. 1.

УДК 532.137

Сычик В.А., Лавринович П.А. Вискозиметрия жидких электроизоляционных материалов // Научные и прикладные проблемы энергетики, 1986. – Вып. 13. – С. 65–68.

Рассмотрены зависимости вязкости электроизоляционных материалов от температуры давления и плотности, с помощью количественного выявления которых реализуются различные методы и средства контроля вязкости.

Показано, что важнейшими для измерения вязкости электроизоляционных жидкостей являются методы, основанные на изучении явлений распространения колебаний в жидкой среде, и методы, обусловленные определением силы сопротивления потоку движущейся жидкости. – Библиогр. 6.

УДК 621.785.52 (62-52) :66.096.5

Т ю х а й Г.Г., К р а в ч е н к о Е.В. Управление процессом науглероживания стали в электротермическом псевдооживленном слое // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13-С. 68–72.

В статье приводится математическая модель и алгоритм управления процессом цементации стали в электротермическом псевдооживленном слое.

Полученная упрощенная математическая модель позволяет прогнозировать процесс цементации стали и сокращать его продолжительность. – Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.316:621.371.003.1

Н а з а р е н к о Л.П., Д е м и д е н к о Л.И. Энергетические соотношения при антенном отборе мощности от высоковольтных линий электропередачи // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 73–75.

Показано, что введение статических конденсаторов в нижнее плечо емкостного делителя напряжения стабилизирует работу антенной установки отбора мощности и мощность отбора пропорциональна протяженности антенных проводов.

Показано, что для уменьшения длины антенн необходимо выбирать понижающий трансформатор с более высоким номинальным напряжением.

Анализ выявил, что при использовании ВЛ высокого класса напряжения протяженность антенн резко снижается, а удельный отбор мощности возрастает. – Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.181.12

Особенности распределения падающих тепловых потоков в топках паровых котлов с различной компоновкой мазутных горелок / Н.Б.Карницкий, Г.И.Жихар, В.Н.Романюк, В.П.Крупнов. // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып.13.– С. 75–78.

Сравниваются результаты экспериментальных исследований падающих тепловых потоков при настенной и подовой компоновке горелочных устройств. Используя методы регрессионного анализа, получили уравнения, позволяющие выполнить оценку влияния различных факторов на характер  $q_{\text{пад}}$ . – Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.316.35.064.1

Б л а д ы к о Ю.В. Расчет сближения проводов при коротких замыканиях // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. С. 79–83.

Излагается методика приближенного расчета наименьших расстояний между проводами, а также между проводами и заземленными конструкциями в момент их наибольшего сближения при коротких замыканиях.

Приводится алгоритм ее реализации на ЭВМ. – Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.181.6 (088.8)

Л и т в и н е ц В.И., К а щ е е в а К.Э. К вопросу регулирования теплопроизводительности группы водогрейных котлов // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 83–86.

Рассматриваются возмущения системы управления теплопроизводительностью отопительной котельной и методы согласования контуров регулирования технологических параметров, определяющих надежность ведения режима котельной. – Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.316.35.001.24

Расчет отклонений гибкой ошиновки открытых распределительных устройств сверхвысокого напряжения / М.И.Стрелюк, И.И.Сергей, Ю.В.Бладыко, Ю.Юсеф // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 96–90.

Сравниваются результаты расчета по различным методикам отклонений гибких шин ОРУ при воздействии ветра. Установлена существенная погрешность расчета горизонтальных отклонений гибкой ошиновки ОРУ сверхвысокого напряжения по приведенным в ПУЭ формулам. Оценивается погрешность от неучета реального расположения отпаек и натяжных гирлянд изоляторов. – Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.313.323

Л и в ш и ц В.С., Л а п и д у с А.И. Автоматический регулятор возбуждения синхронного двигателя с электромашинным возбудителем. – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1986. – Вып. 13. – С. 90–94.

Рассматривается предложенный автоматический регулятор возбуждения синхронного двигателя с электромашинным возбудителем, в котором используется командный блок серийно выпускаемого регулятора мощности батарей конденсаторов типа АРКОН-1. – Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 622:621.311

Ж и г и л е й В.В. Вопросы анализа режимов электропотребления горным участком калийного рудника // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 95–98.

Экспериментально определены режимы электропотребления активной и реактивной мощностей характерного горного участка калийного рудника. По результатам измерений рассчитаны основные показатели и коэффициенты, характеризующие графики нагрузки, которые могут применяться в практике проектирования. Показано, что потребление реактивной мощности горным участком превышает ее номинальное значение. – Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.311.016.25

П о с п е л о в Г.Е., Ф е д о р о в с к и й Г.К., Ф е д о р о в с к а я Т.А. Решение задачи оптимального размещения новых источников реактивной мощности в системе при учете их дискретности // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 99–101.

Предлагается методика учета дискретности стандартных значений мощностей ИРМ, построенная на сочетании методов дифференциального анализа и математического программирования. Получено аналитическое выражение ущерба за счет округления мощности ИРМ  $i$ -го узла от оптимального (идеального) решения до стандартного значения.

Дается алгоритм вычисления такого ущерба и выбора узла, для которого округляется мощность на определенном шаге вычислительного процесса. – Библиогр. 6.

удк 621.315

С т р е л о в а Т.Н. Влияние электромагнитно-секционированной электростанции на уровне токов короткого замыкания // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С.101–106.

Для объединения энергосистем используется асинхронизированный синхронный электромеханический преобразователь частоты (АС ЭМПЧ). Рассматривается применение АС ЭМПЧ на электрических станциях с точки зрения снижения уровней токов короткого замыкания.

Показано, что эффективность электромагнитного секционирования электрических станций тем выше, чем ближе повреждение к месту секционирования. При повреждении непосредственно в месте секционирования токи короткого замыкания снижаются на значение до 65 %. – Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 3.